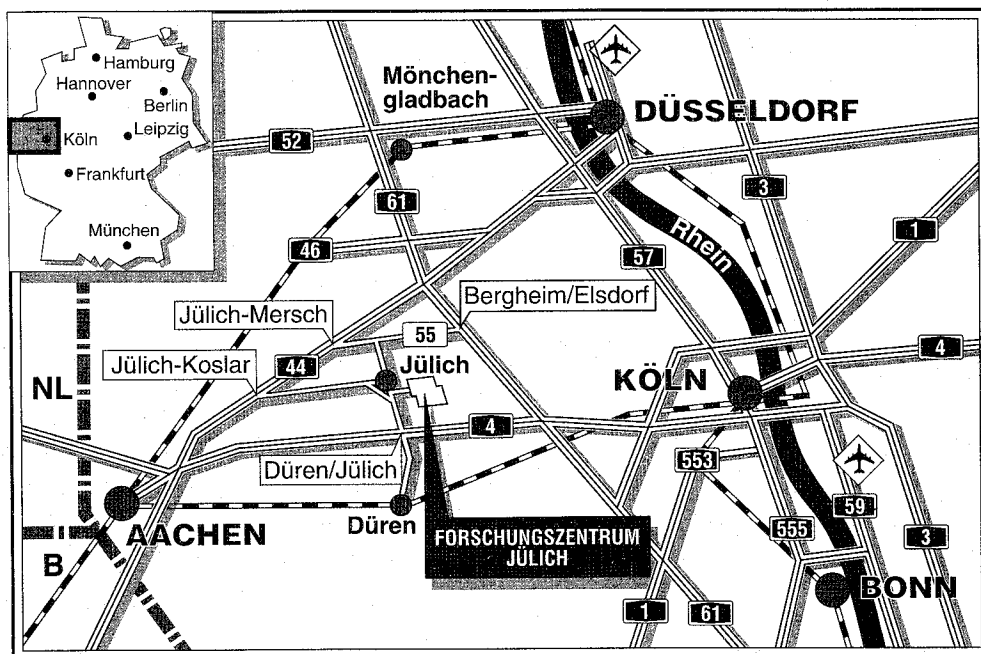


*Institut für Sicherheitsforschung
und Reaktortechnik*

**Experimente zur selbsttätigen
Abfuhr der Nachwärme
bei Hochtemperatur-Reaktoren
Planung, Vorbereitung und Ergebnisse**

Martin Lange



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 3012

ISSN 0944-2952

Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-3012

D82 (Diss. RWTH Aachen)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek

D-52425 Jülich · Bundesrepublik Deutschland

Telefon: 02461/61-61 02 · Telefax: 02461/61-61 03 · Telex: 833 556-70 kfa d

**Experimente zur selbsttätigen
Abfuhr der Nachwärme
bei Hochtemperatur-Reaktoren
Planung, Vorbereitung und Ergebnisse**

Martin Lange

Experiments related to Selfoperating Removal of Decay-heat at High Temperature Reactors - Planning, Preparation and Results -

by
Martin Lange

ABSTRACT

With appropriate design and dimensions the High Temperature Reactor can remove *selfactingly safe* the in case of an accident released decay-heat from the core without any technical devices. These important safety features shall be demonstrated in an experiment.

The major geometrical and thermal boundaries of such an experiment are derived from the behavior of the HTR-Module in case of a loss of pressure accident. Models for describing the transport of heat through a pebble-bed are evaluated in respect of the experiment giving the heat transfer from the core and the maximum temperatures therein.

A preliminary experiment is designed and built. This serves to test components and to study a graphite pebble-bed under accidental conditions. The results of the test runs are compared with numerical simulations and thus allow to validate the computer codes that are used for describing the normal and accidental behavior of the reactor.

For the demonstrating experiment an appropriate size is derived and a proposal of the design is given. The procedure to simulate the accident is explained.

Experimente zur selbsttätigen Abfuhr der Nachwärme bei Hochtemperatur-Reaktoren - Planung, Vorbereitung und Ergebnisse -

von
Martin Lange

KURZFASSUNG

Der Hochtemperaturreaktor kann bei geeigneter Auslegung und Dimensionierung die im Störfall freigesetzte Nachzerfallswärme *selbsttätig sicher* ohne technische Einrichtungen aus dem Kern abführen. Diese wichtige Sicherheitseigenschaft soll in einem Experiment demonstriert werden.

Aus dem Verhalten des Modul-Reaktors beim Druckentlastungsstörfall werden die wesentlichen geometrischen und thermischen Randbedingungen für ein derartiges Experiment abgeleitet. Modelle zur Beschreibung des Wärmetransportes in Kugelschüttungen, bestimmend für die Wärmeabfuhr aus dem Core und die darin auftretenden Maximaltemperaturen, werden in Bezug auf die Versuche ausgewertet.

Ein Vorbereitungsexperiment wird konzipiert und aufgebaut. Es dient zur Erprobung von Komponenten sowie zur Untersuchung einer Graphitkugelschüttung unter störfallrelevanten Bedingungen. Die Ergebnisse der Versuche werden numerischen Simulationen gegenübergestellt und ermöglichen damit einer Validierung der für Betriebs- und Störfallrechnungen beim Reaktor eingesetzten Programme.

Für das Demonstrationsexperiment wird eine geeignete Ausschnittgröße ermittelt, eine konstruktive Gestaltung vorgeschlagen sowie das Vorgehen zur Simulation des Störfalls erläutert.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Zielsetzung	1
1.2 Prinzip der selbsttätigen Abfuhr der Nachzerfallswärme	3
1.3 Experimente am AVR-Reaktor	5
2 HTR-Modul-Reaktor als Referenzanlage	8
2.1 Anlagen und Sicherheitskonzept des HTR-Modul	8
2.2 Verhalten der Anlage beim Druckentlastungsstörfall	10
2.2.1 Räumliche und zeitliche Verteilung der Nachzerfallswärme	12
2.2.2 Temperaturprofile	12
2.2.3 Wärmebilanzen für Core und Coresegmente	15
2.3 Übertragung der Randbedingungen auf ein Experiment zur Simulation des Druckentlastungsstörfalls	16
3 Wärmetransport durch Kugelschüttungen	17
3.1 Effektive Wärmeleitfähigkeit und ihre Transportmechanismen	17
3.2 Modellansätze zur Beschreibung der effektiven Wärmeleitfähigkeit	19
3.2.1 Zellenmodell nach Zehner, Schlünder und Bauer	21
3.2.2 Quasihomogenes Modell nach Vortmeyer und Robold	25
3.2.3 Übertragung auf die Randzone der Schüttung	31
3.3 Anwendung der Modelle auf den Kugelhaufen-HTR und die Experimente zur selbsttätigen Nachwärmeabfuhr	33
4 Versuchsstand SANA I	39
4.1 Aufbau der Versuchsanlage	39
4.1.1 Ofenkonstruktion	41
4.1.2 Isolationssysteme	43
4.1.3 Heizeinrichtungen	44
4.1.4 Elektrische Versorgung und Kühlung	45
4.1.5 Inertisierung	46
4.2 Meßtechnik	47
4.2.1 Thermoelemente	48
4.2.2 Gasanalyse	49
4.2.3 Meßdatenerfassungsgeräte und Rechner	50

4.2.4 Meßdatenerfassungs- und Auswertungsprogramm	50
4.3 Steuerungstechnik	51
4.3.1 Leistungsgeber	51
4.3.2 Ansteuerung aus dem Meßdatenerfassungsprogramm	51
4.4 Umwandlung von elektrischer in thermische Energie	52
4.4.1 Wärmefreisetzung am Heizelement	52
4.4.2 Elektrische Verluste	53
4.5 Sicherheitstechnische Überlegungen	55
4.5.1 Gefährdungspotential der Anlage	55
4.5.2 Schutz- und Überwachungseinrichtungen	57
5 Experimente SANA I	59
5.1 Versuchsprogramm	59
5.1.1 Vorgehen bei der Versuchsführung	60
5.1.2 Auswertung und Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse	61
5.2 Versuche mit zentralem Heizelement	62
5.2.1 Modell zur Auswertung der stationären Temperaturfelder	62
5.2.1.1 Ermittlung der Wärme Flüsse	62
5.2.1.2 Bestimmung wärmetechnischer Parameter	64
5.2.2 Versuchsfahrten	66
5.2.2.1 Leerer Ofen, radiale Isolation	67
5.2.2.2 Kugelschüttung, keine radiale Isolation	69
5.2.2.3 Kugelschüttung, radiale Isolation	74
5.2.3 Ergebnisse	78
5.3 Versuche mit drei zusätzlichen Heizelementen	81
5.3.1 Versuchsfahrten	81
5.3.1.1 Kugelschüttung, keine radiale Isolation	82
5.3.1.2 Kugelschüttung, radiale Isolation	87
5.3.2 Ergebnisse	90
5.4 Ausblick auf weitere Experimente im Versuchstand SANA I	91
6 Numerische Simulation der Versuche SANA I	92
6.1 Thermohydraulik-Programm THERMIX/DIREKT	92
6.2 Rechenmodell	94
6.2.1 Diskretisierung der Geometrie	95
6.2.2 Kompositionsbelegung des Gitters, Wahl der Stoffwerte	96
6.2.3 Anfangs- und Randbedingungen	97
6.3 Ergebnisse der Berechnung der stationären Felder	98
6.3.1 Versuche mit zentralem Heizelement	98
6.3.2 Versuche mit drei zusätzlichen Heizelementen	105
6.4 Simulation von Leistungstransienten	110
6.5 Diskussion der Ergebnisse	113
6.6 Vergleich zu Rechnungen mit Programm TINTE	114
6.7 Übertragung auf Störfallrechnungen zum HTR-Modul-Reaktor	115

7 Demonstrationsexperiment SANA II	119
7.1 Prinzipielle Aspekte	119
7.2 Wahl einer geeigneten Ausschnittgröße mittels numerischer Simulation	121
7.3 Vorschlag zur konstruktiven Ausgestaltung	125
7.4 Versuchsführung zur Simulation des Druckentlastungsstörfalls	127
8 Zusammenfassung	128
9 Literaturverzeichnis	130
Anhang	137
Anhang A. Abkürzungen	137
Anhang B. Formelzeichen	137
Anhang C. Stoffwerte	140

Verzeichnis der Abbildungen

- Abb. 1.1 Temperatur-Zeit-Verhalten von DWR und HTR beim Kernaufheizstörfall
- Abb. 1.2 Verlauf von Leistung und Temperaturen beim Vierstab-Klemmversuch am AVR-Reaktor
- Abb. 1.3 Gemessene Temperaturen in den AVR-Reaktorstrukturen bei simuliertem LOCA
- Abb. 2.1 Primärkreis eines HTR-Modul mit Dampferzeuger
- Abb. 2.2 Verhalten des HTR-Modul beim Kernaufheizstörfall mit Druckentlastung, zeitlicher Verlauf von Nachzerfallsleistung, Temperaturen und Verbleib der freigesetzten Wärme
- Abb. 2.3 Räumliche und zeitliche Verteilung der Nachzerfallsleistung im Kern des HTR-Moduls
- Abb. 2.4 Temperaturprofile im HTR-Modul beim Druckentlastungsstörfall
- Abb. 2.5 Zeitabhängige Wärmebilanz des Modul-Cores beim Druckentlastungsstörfall
- Abb. 2.6 Zeitabhängige Wärmebilanz für Coreabschnitt 3 bis 5 m unter Schüttungsoberkante
- Abb. 3.1 Mechanismen des Wärmetransports in Schüttungen
- Abb. 3.2 Einheitszelle nach Bauer und Schlünder
- Abb. 3.3 Zweiflußmodell zum Strahlungsaustausch nach Vortmeyer
- Abb. 3.4 Modellgeometrie für berandete Schüttung nach Robold
- Abb. 3.5 Modifizierter Strahlungsdurchlaßfaktor B
- Abb. 3.6 Verlauf des lokalen Lückengrades einer Kugelschüttung mit konkaver und konvexer Berandung
- Abb. 3.7 Integraler Lückengrad als Funktion des Wandabstandes für verschiedene Durchmesserhältnisse D/d
- Abb. 3.8 Effektive Wärmeleitfähigkeit einer HTR-Graphitkugelschüttung mit stagnierendem Helium
- Abb. 3.9 Relative effektive Wärmeleitfähigkeit in der Randzone einer HTR-Kugelschüttung
- Abb. 3.10 Effektive Wärmeleitfähigkeit einer Graphitkugelschüttung nach Zehner/Schlünder/Bauer mit Parametervariation
- Abb. 4.1 Schnitt durch die Versuchsanordnung SANA I mit zentralem Heizelement
- Abb. 4.2 Ansicht des Versuchsstandes SANA I
- Abb. 4.3 Fließbild von Strömen und Daten
- Abb. 4.4 Längsschnitt und Draufsicht Versuchsstand SANA I
- Abb. 4.5 Spezifischer elektrischer Widerstand von Graphit
- Abb. 5.1 Modell für die Ermittlung der Wärmeströme
- Abb. 5.2 Meßstellenplan leerer Ofen, radiale Isolation
- Abb. 5.3 Temperaturfeld und Auswertung, 20 kW, Stickstoff, leerer Ofen, radiale Isolation

- Abb. 5.4 Meßstellenplan Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.5 Temperaturfeld und Auswertung, 20 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.6 Temperaturfeld und Auswertung, 20 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.7 Transiente Temperaturen bei Sprung von 10 auf 20 kW, Stickstoff
- Abb. 5.8 Transiente Temperaturen bei Sprung von 20 auf 10 kW, Stickstoff
- Abb. 5.9 Transiente Temperaturen bei Sprung von 10 auf 20 kW, Helium
- Abb. 5.10 Transiente Temperaturen bei Sprung von 20 auf 10 kW, Helium
- Abb. 5.11 Meßstellenplan Kugelschüttung, radiale Isolation
- Abb. 5.12 Temperaturfeld und Auswertung, 20 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation
- Abb. 5.13 Temperaturfeld und Auswertung, 20 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation
- Abb. 5.14 Transiente Temperaturen bei Wechsel des Inertgases von Helium zu Stickstoff bei 20 kW Leistung
- Abb. 5.15 Transiente Temperaturen bei Wechsel des Inertgases von Helium zu Stickstoff und Leistungstransiente von 20 auf 10 kW
- Abb. 5.16 Effektive Wärmeleitfähigkeiten aus den Experimenten sowie nach Zehner/Bauer/Schlünder bei Stickstoff und Helium
- Abb. 5.17 Anteil der freien Konvektion am Wärmeübergang in der Schüttung
- Abb. 5.18 Meßstellenplan Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 3 zusätzliche Heizelemente
- Abb. 5.19 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x9 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.20 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.21 Temperaturfeld zentral 0 kW, radial 3x9 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.22 Temperaturfeld zentral 10 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.23 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x9 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.24 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.25 Temperaturfeld zentral 0 kW, radial 3x9 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.26 Temperaturfeld zentral 10 kW, radial 3x5 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation
- Abb. 5.27 Meßstellenplan, Kugelschüttung, radiale Isolation, 3 zusätzliche Heizelemente
- Abb. 5.28 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation
- Abb. 5.29 Temperaturfeld zentral 10 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation
- Abb. 5.30 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation

- Abb. 5.31 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x9 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation
- Abb. 6.1 THERMIX-Rechengitter für Versuchsstand SANA I
- Abb. 6.2 Gerechnete Profile und gemessene Werte für leeren Ofen, radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff
- Abb. 6.3 Gerechnete Profile und gemessene Werte für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff
- Abb. 6.4 Gerechnete Profile und gemessene Werte für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Helium
- Abb. 6.5 Isothermenverläufe für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff und Helium
- Abb. 6.6 Gerechnete Profile und gemessene Werte für Kugelschüttung, radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff
- Abb. 6.7 Gerechnete Profile und gemessene Werte für Kugelschüttung, radiale Isolation, 20 kW, Helium
- Abb. 6.8 Gerechnete Profile (r, φ -Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene) für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW + 3x9 kW, Stickstoff
- Abb. 6.9 Gerechnete Profile (r,z-Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene) für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW + 3x9 kW, Stickstoff
- Abb. 6.10 Gerechnete Profile (r, φ -Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene) für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 0 kW + 3x9 kW, Stickstoff
- Abb. 6.11 Gerechnete Profile (r,z-Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene) für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 0 kW + 3x9 kW, Stickstoff
- Abb. 6.12 Temperatur-Zeit-Verläufe bei Leistungssprüngen zwischen 10 und 20 kW für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Stickstoff
- Abb. 6.13 Temperatur-Zeit-Verläufe bei Leistungssprüngen zwischen 10 und 20 kW für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Helium
- Abb. 6.14 Gerechnete Profile (Programm TINTE) und gemessene Werte für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff/Helium
- Abb. 6.15 Temperatur-Zeit-Verläufe bei Leistungssprüngen zwischen 10 und 20 kW für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Helium (Programm TINTE)
- Abb. 6.16 Temperatur-Zeit-Verläufe im HTR-Modul nach Druckentlastung, ohne Konvektion und mit Konvektion im Core
- Abb. 7.1 Simulierte radiale Temperaturprofile, Referenzfall mit Wärmefreisetzung aus den Kugeln sowie zwei Schnitte durch den 90°-Ausschnitt mit 6 Heizelementen
- Abb. 7.2 Ausgewählte radiale Temperaturprofile im 45°- und 180°-Ausschnitt sowie im Vollkreis
- Abb. 7.3 Horizontaler und vertikaler Schnitt durch den Versuchsstand SANA II
- Abb. C.1 Wärmeleitfähigkeit von Elektrographit Al 2-500 unbestrahlt sowie Matrixgraphit A 3-4 bestrahlt und unbestrahlt
- Abb. C.2 Wärmeleitfähigkeit von Helium und Stickstoff
- Abb. C.3 Wärmeleitfähigkeit von CERACHEM-Blanket
- Abb. C.4 Wärmeleitfähigkeit von Feuerleichtstein RI 30 B
- Abb. C.5 Wärmeleitfähigkeit verschiedener Faserplatten
- Abb. C.6 Wärmeleitfähigkeit von Reflektorgraphit
- Abb. C.7 Wärmeleitfähigkeit von V2A-Stahl

1 Einleitung

1.1 Motivation und Zielsetzung

Die Anwendung der Kernspaltung zum Zweck der friedlichen Gewinnung von Energie trifft derzeit in weiten Teilen der Gesellschaft auf Ablehnung. Dies gilt unabhängig vom sicherheitstechnischen Zustand der jeweils installierten Nuklearanlagen in den meisten Ländern, in denen diese Frage diskutiert wird. Die mangelnde Akzeptanz liegt neben der weit verbreiteten emotionalen Beurteilung der möglichen Gefahren, die von der Kernenergie ausgehen, letztlich darin begründet, daß auch bei modernen Kernkraftwerken westlicher Bauart ein hypothetisches Versagen mit Schmelzen des Reaktorkerns und katastrophalen Folgen für Umwelt und Zivilisation nicht ausgeschlossen werden kann /1.1/.

Kernenergie wird jedoch langfristig einen erheblichen Beitrag zur Weltenergieversorgung leisten müssen. Dies leitet sich zum einen aus der steigenden Energienachfrage in der dritten Welt sowie aus der dringend gebotenen Reduzierung im Verbrauch von fossilen Energieträgern vor dem Hintergrund der aufziehenden Bedrohung des Weltklimas durch CO₂-Emissionen her. Zum anderen sind die alternativen Energien in absehbarer Zeit weder aus technischer noch aus wirtschaftlicher Sicht großtechnisch einsetzbar.

Aus den genannten Gründen ist es unabdingbar in der Kernenergie über eine neue Qualität von Sicherheit nachzudenken. Weltweit sind Bemühungen im Gange, mit neuen technischen Lösungen sichere Reaktoren zu entwickeln, bei denen auch im Fall hypothetischer Störfälle außerhalb der Reaktoranlage keine Land- / Gewässerkontaminationen auftreten und keine Evakuierungsmaßnahmen erforderlich sind. Eine derartige *katastrophenfreie Kerntechnik* ist jedoch nur zu realisieren, wenn folgende Aspekte erfüllt werden

- Die Abschaltung der Kettenreaktion erfolgt selbsttätig, auch für den Fall extremer Reaktivitätsstörfälle (nukleare Stabilität).
- Die freiwerdende Nachzerfallswärme kann immer selbsttätig abgeführt werden (thermische Stabilität).

Die Spaltproduktbarrieren bleiben unter allen Störfallbedingungen erhalten

- Es kommt zu keiner unzulässigen Korrosion der Brennelemente (chemische Stabilität).
- Der Primärkreis und das Reaktorschutzgebäude bleiben in ihrer geometrischen Anordnung erhalten (mechanische Stabilität).

Aufgabe der Sicherheitsforschung ist es, die einzelnen Anforderungsarten für unterschiedliche Konzepte im Detail zu analysieren. Erst wenn es gelingt, überzeugend nachzuweisen, daß eine katastrophenfreie Kerntechnik möglich ist, kann den Sicherheitsbedenken nachhaltig begegnet werden und damit ein Konsens über die künftige Sicherung der Energieversorgung erleichtert werden.

Die Bemühungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind dem Aspekt der *thermischen Stabilität* gewidmet. Beim Hochtemperatur-Reaktor wurde mit dem Modul-Reaktorkonzept der entscheidende Schritt in Richtung auf ein selbsttätig sicheres System unternommen. Durch eine geeignete Auslegung und Dimensionierung wird erreicht, daß auch bei schwersten Störfällen, die weit im hypothetischen Bereich liegen, keine unzulässig hohen Temperaturen im Reaktorkern auftreten und damit keine erhöhte Spaltproduktfreisetzung aus den Brennelementen erfolgt. Die anfallende Nachwärme wird selbsttätig, naturgesetzlich - ohne Inanspruchnahme technischer Aggregate - aus dem Core abgeführt. Die Prinzipien der Nachwärmeabfuhr sind theoretisch fundiert, rechnerisch nachgewiesen und numerisch simuliert sowie durch Erfahrungen am Hochtemperaturversuchsreaktor (AVR) belegt worden.

Im Rahmen des geplanten Versuchsvorhabens soll die selbsttätige Nachwärmeabfuhr für den Modul-Reaktor /1.2/ experimentell demonstriert werden. Dazu wird ein hinreichend großer Ausschnitt aus dem Reaktor im Originalmaßstab aufgebaut, und die Störfalltransienten werden nachgefahren. Über den Demonstrationsaspekt hinaus wird durch einen Vergleich von Vorausrechnungen, Experimenten sowie Nachrechnungen eine notwendige Validierung der thermohydraulischen Rechenprogramme möglich sein. Zusätzlich können Versuche zur experimentellen Ermittlung der für die Wärmeabfuhr bestimmenden wärmetechnischen Parameter und Stoffwerte durchgeführt werden. Hier ist an erster Stelle die Eingrenzung der effektiven Wärmeleitfähigkeit in der Kugelschüttung bei höheren Temperaturen zu nennen.

Um für die Planung der Demonstrationsanlage experimentelle Erfahrung gewinnen zu können, wird zunächst ein Vorbereitungsexperiment konzipiert. In diesem soll eine Graphitkugelschüttung bei relevanten Störfalltemperaturen untersucht werden. Heiz-einrichtungen für einen Einsatz bei Temperaturen über 1600 °C werden konstruiert

und erprobt. Meßtechnik zur Temperaturbestimmung in diesen Bereichen wird ausgewählt und getestet. Hochtemperatur-Isolationssysteme müssen bewertet werden, wie weit sie in der Lage sind, unerwünschte Wärmeverluste einzudämmen. Im Vorbereitungsexperiment werden darüberhinaus die Steuerung der Heizeinrichtung, die Meßdatenerfassung und -auswertung für das Fahren von Störfalltransienten ausgelegt und getestet. Bereits im Vorexperiment werden aussagefähige Daten über wichtige wärmetechnische Parameter gewonnen. Der Versuchsstand wird mit Rechenprogrammen simuliert und liefert damit einen wichtigen Beitrag zur Bewertung der Programme und Rechenmodelle.

Für das Demonstrationsexperiment werden um die Kugelschüttung herum Coreeinbauten und -umbauten im Originalmaßstab angeordnet. Heizeinrichtungen, Meßtechnik sowie Software zur Steuerung, Meßdatenerfassung und -auswertung können weitgehend vom Vorbereitungsexperiment übernommen werden. Das in der großen Anordnung vorführbare thermodynamisch träge Verhalten des Modul-Reaktors wird maßgeblich dazu beitragen, das Verständnis für das Konzept selbsttätig sicherer Kernreaktoren zu fördern.

1.2 Prinzip der selbsttätigen Abfuhr der Nachzerfallswärme

In jedem Kernreaktor wird nach der Abschaltung der nuklearen Kettenreaktion über weiteren Zerfall der Spaltprodukte Nachwärme freigesetzt. Die sichere Abfuhr dieser Nachwärme ist eine der wesentlichen Aufgaben der Reaktorsicherheitstechnik. Kommt es zu einem Ausfall der installierten, betriebsmäßigen Wärmesenken, was heute als hypothetisch angenommen werden kann, so führt dies zu einer Aufheizung des Reaktorkerns. Die Geschwindigkeit und die Höhe der Aufheizung hängen von der Leistungsdichte im Kern, von möglichen kapazitiven Wärmespeichern sowie von den Bedingungen des Wärmetransports durch die Reaktorstrukturen nach außen in das Reaktorschutzgebäude ab.

Bedingt durch die hohe Kernleistungsdichte (100 MW/m^3) sowie die geringen Mengen an Material zur Wärmespeicherung kommt es bei einem Druckwasserreaktor bereits eine Stunde nach Ausfall der Wärmeabfuhr zu einem Zusammenschmelzen des Reaktorkerns (T_{schmelz} von $\text{UO}_2 = 2850 \text{ °C}$). Dies wird bei den ausgeführten Anlagen durch ein aufwendiges System von Sicherheitseinrichtungen, die redundant und diversitär ausgeführt sind, sehr unwahrscheinlich gemacht. Dazu sind technische Geräte wie Wärmetauscher, Pumpen, Rohrleitungen und Ventile sowie elektrische Energieversorgung und Meß- und Regelsysteme erforderlich. Diese Einrichtungen können in

ihrem Zusammenwirken als aktiv sicher bezeichnet werden. Ihre Ausfallwahrscheinlichkeit wird jedoch wie bei jedem technischen System immer größer als null sein.

Hochtemperaturreaktoren zeigen beim Störfall mit Ausfall der betrieblichen Nachwärmeabfuhr ein deutlich anderes Temperatur-Zeit-Verhalten. Bedingt durch die geringe Kernleistungsdichte ($2\text{--}6\text{ MW/m}^3$) sowie die großen Mengen Graphits mit guter Wärmekapazität im Kernbereich kommt es zu einer langsamen Aufheizung und die Temperatur erreicht ihr Maximum, bevor es zu einer Beschädigung von Reaktorbauteilen kommen kann. Beim THTR-300 wird nach etwa 100 Stunden für kurze Zeit eine Spitzentemperatur von $2500\text{ }^\circ\text{C}$ in einigen Prozent der Brennelemente erreicht /1.3/. Abbildung 1.1 zeigt das unterschiedliche dynamische Verhalten von Druckwasser- und Hochtemperaturreaktoren.

Beim HTR-Modul konnte durch geeignete Auslegung und Dimensionierung erreicht werden, daß bei dem hier diskutierten Störfall mit Ausfall der betrieblichen Nachwärmenenke und Druckentlastung die nach etwa 35 Stunden kurzfristig in einem kleinen Corebereich auftretende Temperatur begrenzt wird. Sie bleibt unter der Grenze von $1600\text{ }^\circ\text{C}$, ab der mit einer verstärkten Freisetzung von Spaltprodukten aus den Brennelementen zu rechnen ist /1.4/.

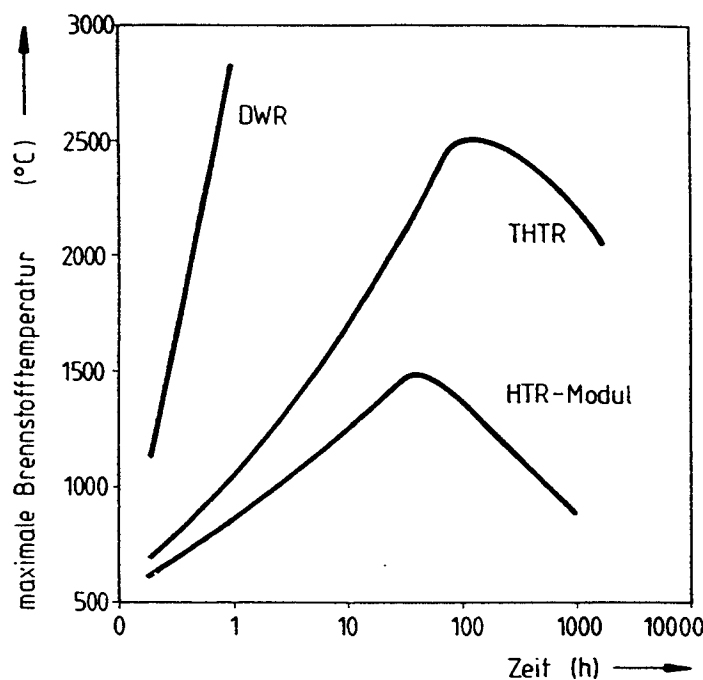


Abb. 1.1 Temperatur-Zeit-Verhalten von DWR und HTR
beim Kernaufheizstörfall /1.6/

Der wesentliche Unterschied zum LWR liegt darin, daß bei den Hochtemperaturreaktoren die Temperaturen nicht durch aktive Kühlsysteme begrenzt werden, sondern sich aus der Geometrie und den physikalischen Eigenschaften der verwendeten Materialien ergeben. Das sichere thermodynamische Verhalten der Anlage liegt in der Konstruktion und Auslegung begründet und ist damit inhärent und nicht von außen durch Hilfssysteme aufgeprägt /1.5, 1.6, 1.7/. Die freigesetzte Nachwärme wird naturgesetzlich über Wärmeleitung und Wärmestrahlung aus dem Kern durch die umgebenden Strukturen in eine äußere Wärmesenke transportiert. Diese Transportprinzipien sind immer verfügbar und nicht auf technische Aggregate angewiesen. Daher wird dieses Konzept zur Nachwärmeabfuhr als *selbsttätig sicher* bezeichnet.

1.3 Experimente am AVR-Reaktor

Beim AVR-Reaktor in Jülich /1.8/ wurde erstmals das Prinzip der selbsttätigen Nachwärmeabfuhr umgesetzt. Der HTR mit einer thermischen Leistung von 46 MW verfügt bei einer mittleren Leistungsdichte von $2,2 \text{ MW/m}^3$ und einem Coredurchmesser von 3 m über die Fähigkeit, die anfallende Nachwärme ohne große Erhöhung der Betriebstemperatur über die Reaktorstrukturen nach außen abzuleiten.

Im September 1970 wurde im Rahmen einer Reihe von Störfallsimulationen erstmals der sogenannte "Vierstabsklemmversuch" durchgeführt. Dabei wurde das Kühlgasgebläse ausgeschaltet, die Hauptwärmesenke war damit nicht mehr verfügbar, und die vier Abschaltstäbe blieben ausgefahren /1.9/. Es konnte demonstriert werden, daß sich die Kettenreaktion über den negativen Temperaturkoeffizienten der Reaktivität naturgesetzlich abschaltet. Abbildung 1.2 zeigt das dynamische Verhalten der Anlage für den simulierten Störfall.

Im unteren Teil ist die Temperaturentwicklung in den die Kugelschüttung begrenzenden Reflektorstrukturen aufgetragen. Der langsame Temperaturanstieg bestätigt das thermodynamisch träge Verhalten der Anlage. Ein Temperaturmaximum wird an der mittleren Reflektornase bei moderaten $650 \text{ }^\circ\text{C}$ durchlaufen. Bei Erreichen eines bestimmten Temperaturniveaus, das im wesentlichen von der dann vorliegenden Xe-Konzentration abhängt, in diesem Experiment nach 23,5 Stunden, wird der Reaktor wieder kritisch ("Rekritikalität"). Die Spaltleistung schwingt sich bei 300 kW ein, so daß zusammen mit der dann vorliegenden Nachzerfallswärme die Wärmebilanz von Produktion im Kern und Abfuhr über die Reaktoroberfläche erfüllt ist. Ein Anstieg der Kühlgaskontamination konnte im Laufe des Experimentes nicht festgestellt werden. Daraus ergibt sich, daß die Brennelemente im Innern der Schüttung keine unzulässige Temperaturerhöhung erfahren haben.

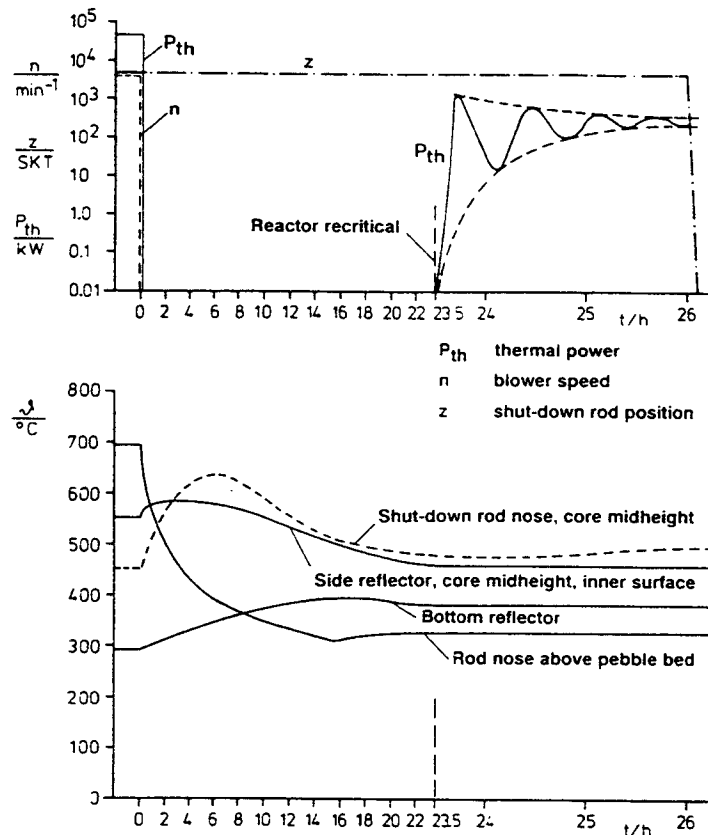


Abb. 1.2 Verlauf von Leistung und Temperaturen beim Vierstab-Klemmversuch am AVR-Reaktor /1.9/

Gegen Ende der Betriebszeit 1988 wurde im AVR der Ausfall der Hauptwärmesenke mit Druckentlastung, der 'Loss of Coolant Accident' (LOCA), simuliert /1.10, 1.11/. Da der AVR über keine Einrichtung zur schnellen Druckentlastung verfügt, ein kontrolliertes Abpumpen des Heliums in Tanks dauert etwa 3 Tage, bestand keine Möglichkeit, den Störfall bei Umgebungsdruck mit Nachzerfallswärme aus einem vorangegangenen Vollastbetrieb nachzubilden. Der Reaktor wurde daher zunächst abgeschaltet und kaltgefahren, danach druckentlastet. Um das Starttemperaturprofil für den Störfall einzustellen, wurde der Reaktor erneut kritisch gemacht und bei kleiner Leistung (4 MW) stabilisiert. Durch Abschalten der Gebläse wird der simulierte Störfall eingeleitet. Die dem Abklingen der Nachzerfallswärme aus einem Vollastbetrieb entsprechende Leistungskurve wird durch kontrolliertes Absenken der Spaltleistung nachgefahren. Abb. 1.3 zeigt die Temperaturverläufe in den Strukturen, die das Core umgeben.

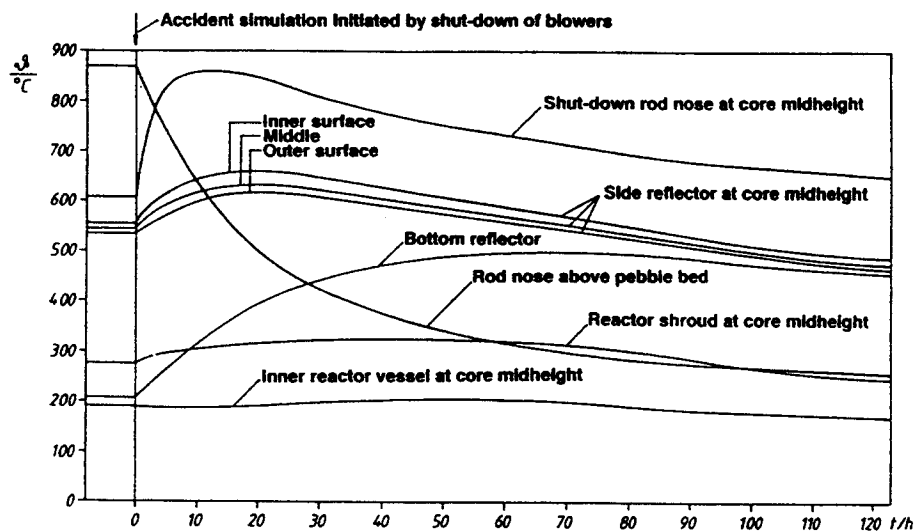


Abb. 1.3 Gemessene Temperaturen in den AVR-Reaktorstrukturen bei simuliertem LOCA /1.10/

Die Meßstellen in den Reflektornasen haben den kürzesten Abstand zur Kernmitte und zeigen entsprechend den steilsten Temperaturanstieg. Die maximale Temperatur von 860 °C wird nach ca. 12 h erreicht. Der allmähliche Anstieg der unteren Reflektor-temperatur deutet auf die Speicherung nennenswerter Wärmemengen im unteren Teil des Cores hin. Der innere Reaktorbehälter zeigt eine Temperaturerhöhung von lediglich 15 K. In keinem Bereich der Strukturen werden Temperaturen erreicht, die zu einem Versagen der Anlage führen oder deren Weiterbetrieb verhindern.

Die maximalen Temperaturen im Kern wurden über Meßkugeln bestimmt, in denen 20 unterschiedlich legierte Drähte angeordnet waren, deren Schmelzpunkte zwischen 655 und 1280 °C liegen. Die höchste ermittelte Temperatur lag mit 1080 °C deutlich unter der maximal zulässigen Belastbarkeit der Brennelemente.

Numerische Untersuchungen haben gezeigt, daß sich die thermohydraulischen Vorgänge während der LOCA-Simulation mit vorhandenen Computerprogrammen nachbilden lassen /1.12/.

2 HTR-Modul-Reaktor als Referenzanlage

2.1 Das Anlagen- und Sicherheitskonzept des HTR-Modul

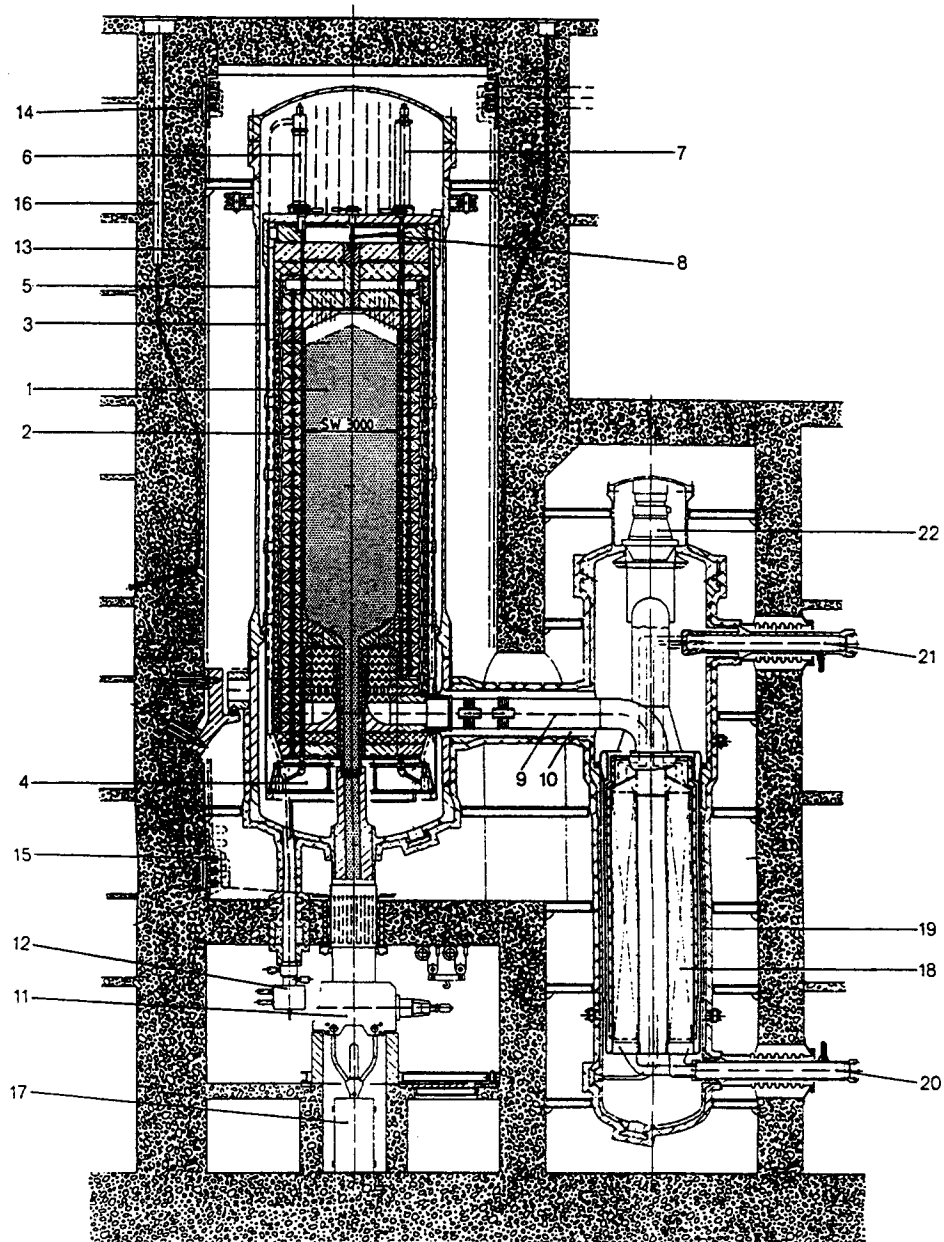
Das HTR-Modul Konzept ist dadurch gekennzeichnet, daß standardisierte nukleare Wärmeerzeugungseinheiten von 200 MW thermischer Leistung zu einem größeren Kraftwerkskomplex zusammengeschaltet werden. Durch diese modulare Anordnung kann die Anlage an die Leistungsanforderungen der jeweiligen Anwendung angepaßt werden. Das System eignet sich neben der Erzeugung von elektrischer Energie, bedingt durch die hohen Kühlgasaustrittstemperaturen von 700 °C bis 950 °C, auch zur Bereitstellung von Prozeßdampf, Prozeßwärme sowie von Fernwärme /2.1, 2.2/.

Die Anordnung eines Modulblocks mit Dampferzeuger ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Der Reaktorkern und der Dampferzeuger sind in zwei getrennten Stahlbehältern untergebracht, die durch einen Verbindungsbehälter, in dem eine Koaxialleitung für die Führung des Kühlgases verläuft, verknüpft sind. Wie alle Kugelhaufenreaktoren enthält das Core die Brennelemente in loser Schüttung. Als Kühlmittel wird Helium verwendet.

Das Gebläse zur Umwälzung des Heliummassenstroms befindet sich oberhalb des Dampferzeugers. Das vom Gebläse kommende 250 °C warme Gas durchströmt in Bohrungen den Seitenreflektor von unten nach oben. Nach Sammlung in einem Kaltgasplenum tritt es durch den Deckenreflektor und strömt von oben in die Kugelschüttung ein. Beim Durchdringen der Kugelschüttung erwärmt sich das Helium im Mittel um circa 500 °C, bevor es durch den Bodenreflektor in einen Heißgassammelraum gelangt. Von dort führt eine Heißgasleitung zum Wärmetauscher. Der Heliummassenstrom beträgt 85 kg/s bei einem Druck von 60 bar.

Abweichend von den bislang üblichen Reaktordimensionierungen weist der Modul-Reaktor ein Höhe zu Durchmesser Verhältnis von etwa 3 auf. Dabei ergibt sich der Durchmesser von 3 Metern aus der Forderung, die Abschaltung nur durch frei in den Reflektor einfallende Abschalteteile sicherzustellen. Abschaltstäbe, die in die Kugelschüttung eindringen, sollen vermieden werden. Regelung und Heißabschaltung erfolgen durch sechs Reflektorstäbe, als zweites diversitäres System und zur Kaltabschaltung dient ein sogenanntes Kleinkugel-Absorbersystem, bei dem kleine Ab-

sorberkugeln in 18 Reflektorbohrungen einfallen. Die maximale Höhe wird durch den für das Gebläse zulässigen Druckverlust über der Kugelschüttung sowie durch den axialen Formfaktor der Leistungsdichteverteilung begrenzt. Die mittlere Kernhöhe liegt bei 9,4 Metern.



- | | | |
|------------------------------|--|-------------------------------------|
| 1 Brennelementschüttung | 8 Brennelement-Förderleitung | 15 Vorlauf Flächenkühler |
| 2 Keramische Einbauten | 9 Heißgasleitung | 16 Neutronenflußmeßinstrumentierung |
| 3 Kernbehälter | 10 Kaltgasleitung | 17 Brennelement-Bruchkanne |
| 4 Bodenstruktur | 11 Brennelement-Abzugsblock | 18 Heizrohrbündel |
| 5 Reaktordruckbehälter | 12 Armaturenblock des Kleinkugelabschaltelements | 19 Dampferzeugerdruckbehälter |
| 6 Kleinkugel-Abschalteinheit | 13 Flächenkühler | 20 Speisewasserstutzen |
| 7 Reflektorstab | 14 Rücklauf Flächenkühler | 21 Frischdampfstutzen |
| | | 22 Primärkreislauf-Gebläse |

Abb. 2.1 Primärkreis eines HTR-Modul mit Dampferzeuger /1.2/

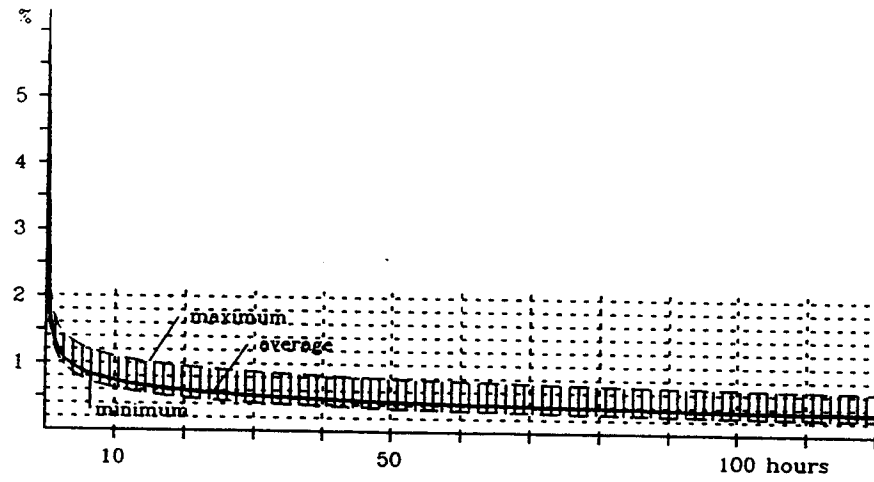
Die Leistungsdichte und damit die Auslegung der Brennelemente werden bestimmt durch die Umsetzung des Prinzips der selbsttätigen Abfuhr der Nachzerfallswärme, vgl. Kap. 1.2. Die nach dem Abschalten der nuklearen Kettenreaktion in den Brennelementkugeln freiwerdende Nachzerfallswärme muß dabei nicht durch Zwangsumlauf im Primärkreislauf abgeführt werden. Die bei anderen Anlagen erforderlichen notstromversorgten Nachwärmeabfuhrloops mit Gebläse, Gaswärmetauscher und Rückkühlketten sind überflüssig. Beim HTR-Modul erfolgt die Nachwärmeabfuhr im Störfall über Wärmeleitung und Wärmestrahlung aus dem Core durch die Reflektorstrukturen über den Reaktordruckbehälter an ein Flächenkühlsystem auf der Innenwand der Primärzelle. Auch bei unterstelltem Ausfall des Flächenkühlers kommt es zu keiner unzulässigen Temperaturerhöhung in den Brennelementen. Bei allen Kernaufheizstörfällen ist sichergestellt, daß keine signifikante Zerstörung der Brennelementpartikel auftritt und damit eine radiologisch unzulässige Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kugelhaufencore auszuschließen ist. Als Temperaturgrenze für die Brennstoffpartikel gelten heute 1600 °C. Diese wird bei einer mittleren Leistungsdichte von 3 MW/m³ unter keinen Umständen überschritten.

Aus den drei genannten Randbedingungen, Kerndurchmesser, Kernhöhe sowie Leistungsdichte ergibt sich eine thermische Leistung von 200 MW. Höhere Leistungen an einem Standort werden durch Parallelschalten mehrerer Modul-Blöcke erreicht.

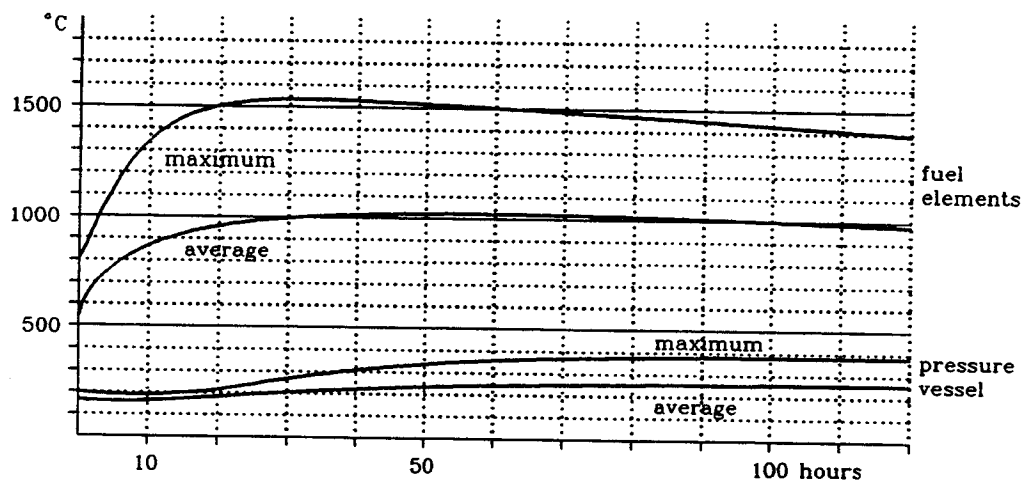
2.2 Verhalten der Anlage beim Druckentlastungsstörfall

Für die Untersuchung und die experimentelle Demonstration des thermodynamischen Verhaltens im Nachwärmeabfuhrstörfall wird vom ungünstigsten Fall ausgegangen. Neben dem Ausfall der Hauptwärmesenke wird zusätzlich Druckentlastung angenommen, so daß Naturkonvektionseffekte im Core keinen nennenswerten Beitrag zum Wärmetransport leisten können.

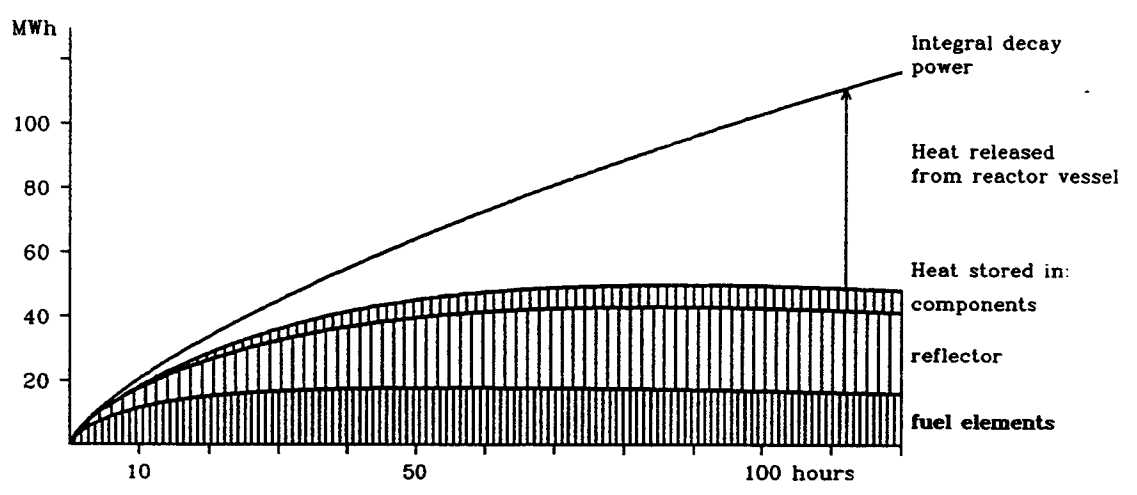
Abbildung 2.2 illustriert das Verhalten der Anlage für den Druckentlastungsstörfall. Im oberen Bild ist der zeitliche Verlauf der Nachwärme bezogen auf die Betriebsleistung von 200 MW aufgetragen, die mittlere Graphik zeigt das Temperatur-Zeit-Verhalten der Brennelemente. Nach etwa 30 Stunden wird in einem kleinen Corebereich die maximale Temperatur von 1550 °C erreicht, die über alle Elemente gemittelte Temperatur liegt deutlich niedriger. Die untere Darstellung zeigt den Verbleib der Wärme in Abhängigkeit von der Zeit. In den ersten Stunden des Störfalls wird die freigesetzte Wärme zunächst in den Brennelementen gespeichert, später dann im Reflektor und den angrenzenden Komponenten, so daß die über den Reaktordruckbehälter abzuführende Wärme erst allmählich zunimmt /2.3/.



MODUL: Decay Power (relative to full power)



MODUL: Temperature transients at loss of coolant



MODUL: Whereabouts of the decay power at loss of coolant

Abb. 2.2 Verhalten des HTR-Modul beim Kernaufheizstörfall mit Druckentlastung, zeitlicher Verlauf von Nachzerfallsleistung, Temperaturen und Verbleib der freigesetzten Wärme /2.3/

2.2.1 Räumliche und zeitliche Verteilung der Nachzerfallswärme

Nach dem Abklingen der Kettenreaktion, die aufgrund des negativen Temperaturkoeffizienten der Reaktivität unmittelbar zu Beginn des Druckentlastungsstörfalls abläuft, beruht die Leistungserzeugung in den Brennelementen auf der Nachwärme, die sich vorwiegend aus der Zerfallsenergie der kurzlebigen Spaltprodukte ergibt. Die Nachwärmeleistung beträgt anfangs 6,4 % der vorangegangenen Reaktorleistung und fällt innerhalb der ersten 3 Stunden bereits auf 1 % ab, vgl. Abb. 2.2 oben.

Für die Berechnung der Nachzerfallswärme beim Kugelbettreaktor wird das Rechenprogramm NAKURE eingesetzt /2.4/. Es beruht auf den Berechnungsvorschriften nach DIN 25485 /2.5/ und bietet die Möglichkeit, die lokale Erzeugung der Nachzerfallsleistung in Abhängigkeit der thermischen Brennstoffleistung während des Betriebs zu errechnen. Dabei wird der Beitrag der Spaltprodukte aus Kernspaltungen, der Beitrag der Aktiniden sowie der Beitrag von Isotopen, die aus Neutroneneinfang in Spaltprodukten entstehen, berücksichtigt.

Die Ergebnisse für Rechnungen mit 36 Corezonen sind in Abb. 2.3 für 3 Zeitpunkte während des Störfalls dargestellt. Dabei wird mit einer mittleren Leistungsdichte von 3 MW/m^3 , einem mittleren Schwermetallgehalt von 7 g, einer Anreicherung des Brennstoffs von 8,6 % sowie einem Abbrand von 80 MWd/kg von Werten ausgegangen, die für den Modul-Reaktor charakteristisch sind. Die räumliche Verteilung der Leistungsfreisetzung bleibt während des zeitlichen Abklingens geometrisch ähnlich. Die jeweils relativ höchst belasteten Zonen des Kerns liegen 3 bis 5 m unter der Schüttungsoberkante.

2.2.2. Temperaturprofile

Die qualitative Veränderung der räumlichen Temperaturprofile im Verlauf des Druckentlastungsstörfalls gemäß Berechnungen aus /2.3/ zeigt Abb. 2.4. Zu Beginn des Störfalls liegt der Betriebszustand vor, dessen Profil sich aus der Zwangsdurchströmung des Kerns mit Helium von oben nach unten ergibt. In den ersten Stunden kommt es, hervorgerufen durch die Nachwärmeproduktion gemäß Abb. 2.3, zu einer Umverteilung des Temperaturfeldes, das Maximum verschiebt sich zur Coremitte. Aufgrund der hohen Wärmekapazität des Graphits steigen die Temperaturen dabei nur mäßig, obwohl der wesentliche Anteil der Wärmeproduktion in diesem Zeitraum in den Brennelementen gespeichert wird, vgl. Abb. 2.2 unten. Während der weiteren Temperaturerhöhung bleiben die Profile ähnlich, die relativen Temperaturmaxima liegen jeweils in Coremitte, nach ca. 35 Stunden wird das absolute Maximum erreicht, danach klingen die Temperaturen im Kern allmählich ab.

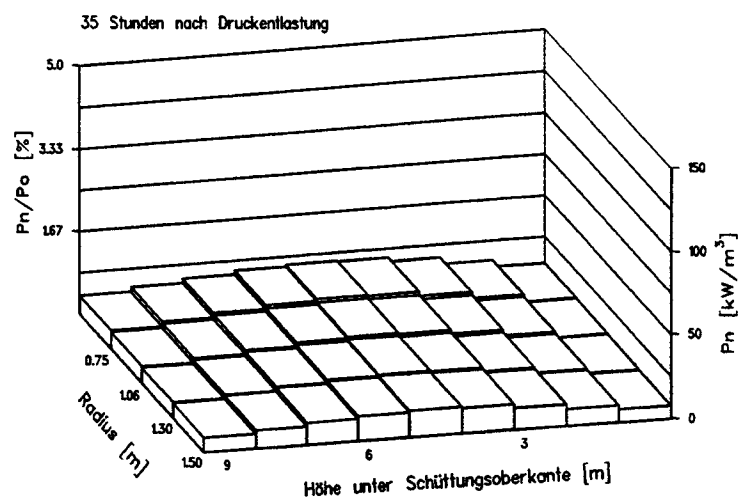
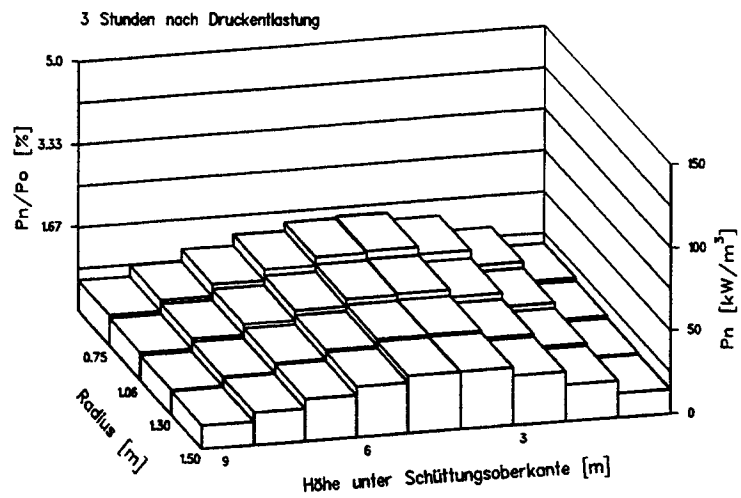
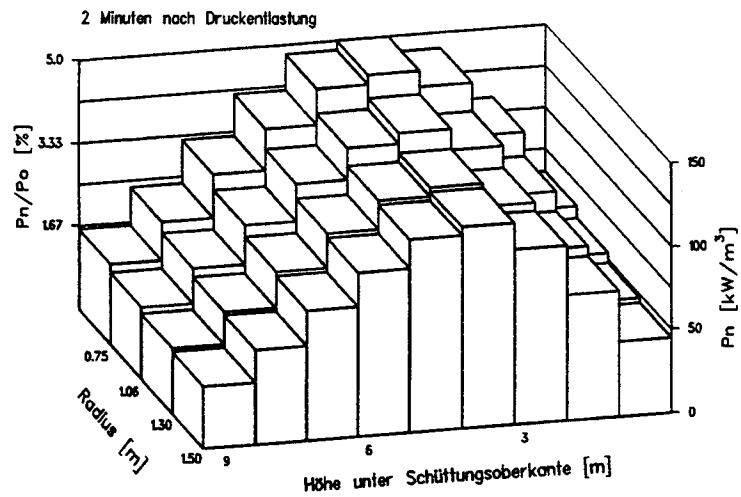


Abb. 2.3 Räumliche und zeitliche Verteilung der Nachzerfallsleistung im Kern des HTR-Moduls

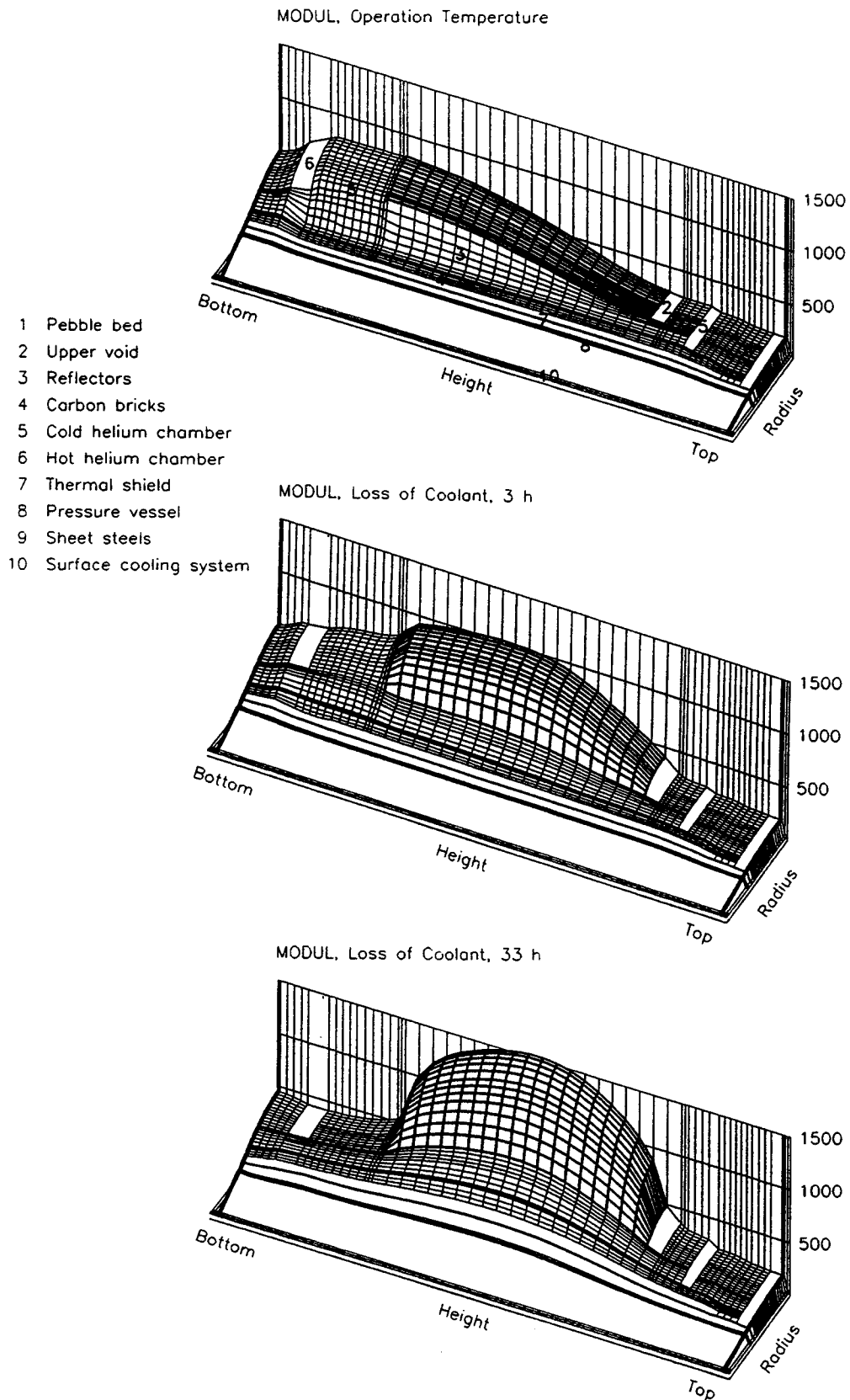


Abb. 2.4 Temperaturprofile im HTR-Modul beim Druckentlastungsstörfall /2.3/

2.2.3 Wärmebilanzen für Core und Coresegmente

Zum detaillierten Verständnis des Wärmetransports aus dem Kern sind in Abb. 2.5 Wärmebilanzen über der Zeit aufgetragen. Die Bilanzgrenzen liegen auf den Rändern des zylindrischen Cores oben, radial und unten. Im oberen Diagramm sind absolute Werte in Watt dargestellt. Zusätzlich zu den 3 Bilanzen sind die Bilanzsumme sowie die Nachwärmeleistung gezeichnet. Nach ca. 70 Stunden wird erstmals mehr Wärme abgeführt als in den Brennelementen freigesetzt wird. Im unteren Bild sind die Wärmeströme auf die jeweilige Bilanzsumme bezogen dargestellt. Es wird deutlich, daß mehr als 90 % der Leistung radial aus dem Kern austreten.

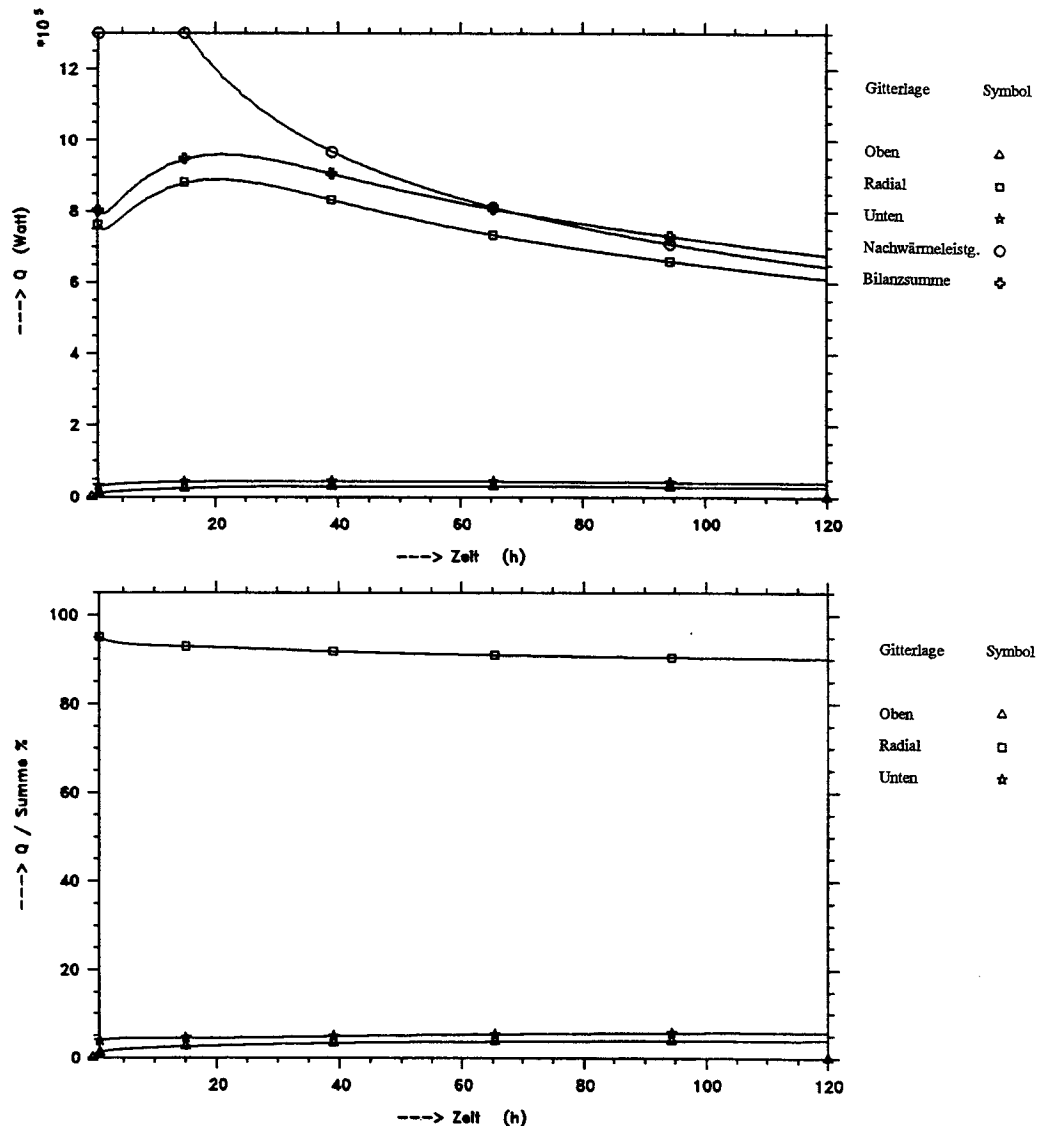


Abb. 2.5 Zeitabhängige Wärmebilanz des Modul-Cores beim Druckentlastungsstörfall

Für ein scheibenförmiges Coresegment, 3 bis 5 m unter Schüttungsoberkante horizontal aus dem Kern "herausgeschnitten", sind die entsprechenden bezogenen Wärmebilanzen in Abb. 2.6 aufgetragen. Dabei werden über 95 % des jeweiligen Wärmestroms radial aus dem Segment abgeführt. Abgesehen von den Umverteilungsvorgängen zu Beginn des Störfalls sind die relativen Wärmetransportverhältnisse zeitlich nahezu konstant.

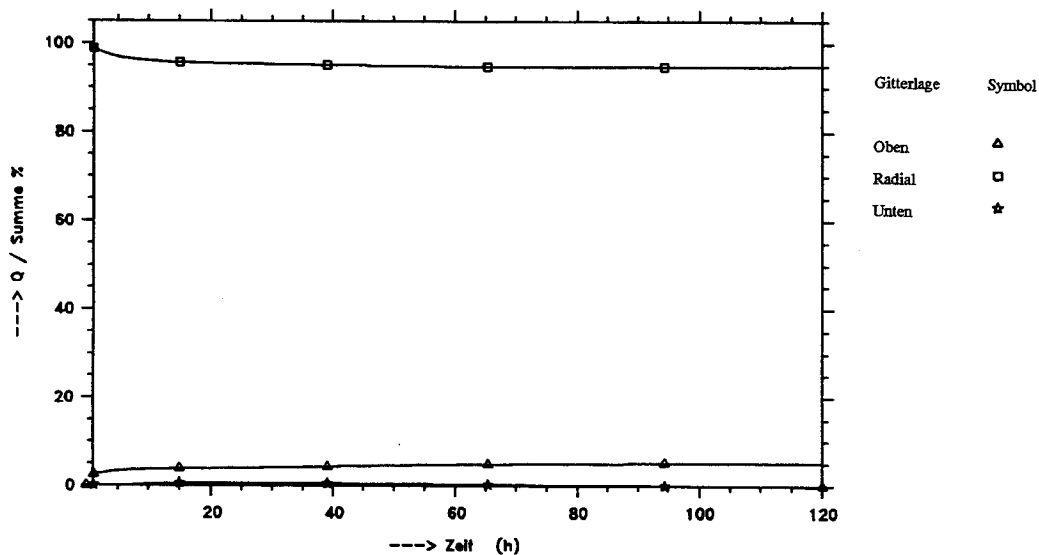


Abb. 2.6 Zeitabhängige Wärmebilanz für Coreabschnitt 3 bis 5 m unter Schüttungsoberkante

2.3 Übertragung der Randbedingungen auf ein Experiment zur Simulation des Druckentlastungsstörfalls

Aus den vorstehenden Untersuchungen zum thermischen Verhalten des Modul-Reaktors beim Druckentlastungsstörfall kann abgeleitet werden, daß die Betrachtung eines flachen horizontalen Ausschnitts aus dem Reaktor (Scheibe) hinreicht, um die Verhältnisse im Störfall nachzubilden. Das Segment kurz oberhalb der Coremitte mit der größten Nachwärmeproduktion weist zugleich die höchsten Absoluttemperaturen auf.

Weiterhin folgt, daß die ersten Stunden des Störfalls mit der hohen Nachwärmeproduktion bei der Simulation ausgeklammert werden können, wenn ein entsprechend erhöhtes Starttemperaturprofil vorgegeben wird. Die weitere Temperaturerhöhung bis zur maximalen Störfalltemperatur kann dann im Experiment studiert werden.

3 Wärmetransport durch Kugelschüttungen

3.1 Effektive Wärmeleitfähigkeit und ihre Transportmechanismen

Bei den geplanten Experimenten zur Untersuchung und Demonstration der selbsttätigen Abfuhr der Nachzerfallswärme beim Hochtemperaturreaktor steht primär die integrale Aussage im Mittelpunkt des Interesses. Es soll gezeigt werden, daß die vorgegebene Wärmeproduktion einer Volumenquelle aus dem Reaktorkern durch die umgebenden Strukturen abgeführt wird, ohne dabei eine zulässige Temperatur zu überschreiten. Das Verständnis dieser selbsttätigen Nachwärmeabfuhr sowie deren numerische Abbildung ist jedoch nur möglich bei detaillierter Kenntnis der wirkenden Transportmechanismen.

Das Core des Hochtemperatur-Reaktors besteht aus einer losen ungeordneten Schüttung von kugelförmigen graphitischen Brennelementen mit einem Durchmesser von 6 cm. Die Wärmeproduktion erfolgt in den einzelnen Kugeln. Im Betriebszustand wird die freigesetzte Wärme an das Kühlmedium Helium, das den Reaktorkern angetrieben durch ein Gebläse axial durchströmt, übertragen und so zum Wärmetauscher transportiert. Neben diesem konvektiven Transport spielen andere Phänomene wie Wärmeleitung und -strahlung in der Schüttung oder Leitung durch die umgebenden Kerneinbauten im Normalbetrieb eine untergeordnete Rolle. Letztere stellen allerdings thermische Verluste dar, die über den Flächenkühler auf der Innenseite der Primärzelle aus dem Reaktorgebäude abgeführt werden.

Beim Druckentlastungsstörfall kommt die Umwälzung des Kühlmittels im Primärkreislauf zum Erliegen, der Wärmetauscher als Hauptwärmesenke ist nicht mehr verfügbar. Die Abfuhr der Nachzerfallswärme aus den Brennelementen muß in diesem Fall über den Wärmetransport in der undurchströmten Schüttung erfolgen. Die sich dabei einstellende Temperaturverteilung wird einerseits bestimmt durch die räumliche und zeitliche Verteilung der Nachwärmeproduktion. Das Temperaturniveau bzw. die Temperatur der radialen Begrenzung des Kugelbettes ergibt sich aus den Wärmedurchgangswiderständen der umgebenden Strukturen. Der Temperaturgradient in der Schüttung ist bei gegebener Leistungsverteilung durch die Wärmetransporteigenschaften der Kugelschüttung bestimmt.

Die charakteristische wärmetechnische Größe, welche den Wärmetransport im Reaktorcore beschreibt und damit für die Temperaturgradienten im Core bestimmend wirkt, ist die Wärmeleitfähigkeit. Sie charakterisiert den Abfluß der Nachwärme aus den Brennelementen zu den Corerändern ebenso wie die Umverteilung von Wärme innerhalb des Kerns und damit den Abbau von entstehenden Temperaturspitzen. Einer ausreichend guten Wärmeleitfähigkeit kommt somit entscheidende Bedeutung für das Konzept der selbsttätigen Nachwärmeabfuhr zu.

Der Wärmetransport in einer regellosen undurchströmten Schüttung erfolgt über verschiedene Mechanismen, die abhängig von der Temperatur einen unterschiedlich großen Beitrag zum Gesamtwärmestrom leisten. Es sind zu nennen

- Leitung durch die Kugeln
- Leitung über die Kontaktflächen der Kugeln
- Leitung durch das Gas in den Zwischenräumen
- Strahlung zwischen den Oberflächen benachbarter Kugeln
- Strahlung durch Gaszwischenräume auf entferntere Kugeln
- konvektiver Transport durch die Gasspalte zwischen den Kugeln.

Die genannten Einzeleffekte werden soweit sie Leitung und Strahlung betreffen üblicherweise unter dem Begriff der effektiven Wärmeleitfähigkeit zusammengefaßt. Ein überlagerter Transport durch freie Konvektion, Zwangsdurchströmung oder Umwälzung der Schüttung wird darin nicht betrachtet.

Berücksichtigt man zusätzlich den Wärmeaustausch mit der die Schüttung begrenzenden Wand, so ergibt sich insgesamt die Beschreibung des in Abbildung 3.1 illustrierten Transportproblems.

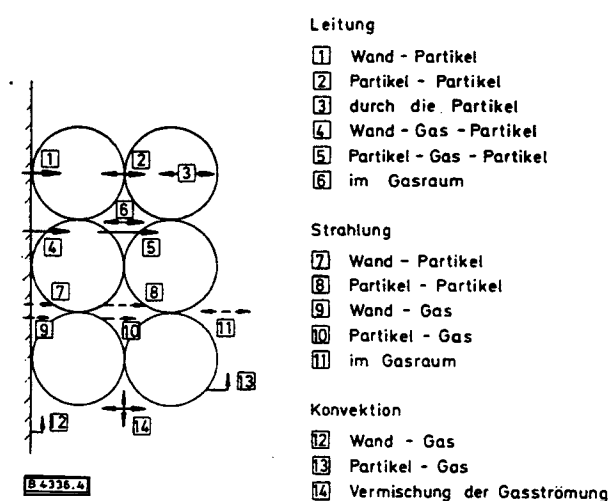


Abb. 3.1 Mechanismen des Wärmetransports in Schüttungen aus /3.1/

Die primären Einflußparameter für die effektive Schüttungsleitfähigkeit sind die Wärmeleitfähigkeit λ_p der Kugeln, die Wärmeleitfähigkeit λ_f des Fluids zwischen den Kugeln sowie die Porosität φ der Schüttung. Darüberhinaus sind eine Reihe von sekundären Einflußgrößen von Bedeutung. Der Wärmetransport durch Strahlung wird charakterisiert durch die Temperatur T , die optischen Eigenschaften der Partikeloberfläche und des Fluids sowie durch die Tiefe der Hohlräume und damit durch den Partikeldurchmesser d .

Ein zusätzlicher Wärmeaustausch zwischen zwei Kugeln kann über eine abgeflachte Kontaktfläche stattfinden, wenn sich die Kugeln nicht ideal punktförmig berühren. Die Größe der Abflachung hängt von den mechanischen Eigenschaften sowie der Oberflächenbeschaffenheit der Partikel ab.

Darüberhinaus kann für den Wärmetransport der Smoluchowski-Effekt von Bedeutung sein. Er beschreibt die Druckabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Gases. Für ein unendlich ausgedehntes Gas ist die Leitfähigkeit unabhängig vom Druck, für Hohlraumabmessungen von der Größe der mittleren freien Weglänge fliegen die Moleküle direkt von Wand zu Wand, die Wärmeleitfähigkeit ist in diesem Fall der Moleküldichte, d.h. dem Gasdruck p proportional.

Unter Berücksichtigung der genannten Einflußparameter läßt sich folgender funktionaler Zusammenhang formulieren /3.2/

$$\lambda_{\text{eff}} = \lambda_{\text{eff}} (\lambda_p, \lambda_f, \varphi, p, T, d, \text{Partikelabflachung,} \\ \text{mechanische und optische Eigenschaften der Kugeln,} \\ \text{thermodynamische und optische Eigenschaften des Fluids}) \quad (3.1).$$

3.2 Modellansätze zur Beschreibung der effektiven Wärmeleitfähigkeit

Die Vorausberechnung der Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen wird seit über 100 Jahren untersucht, wobei eine Vielzahl unterschiedlicher Modelle entwickelt wurde. Tsotsas und Martin haben eine Übersicht von 50 Modellen aus der Literatur zusammengestellt /3.3/. Es kann zwischen vier verschiedenen Ansätzen unterschieden werden

- Detaillierte analytische oder numerische Berechnung des Temperaturfeldes
- Plattenmodell als Schaltung von Widerständen
- Betrachtung einer Einheitszelle
- Quasihomogenes Modell zur Beschreibung des Strahlungsaustausches.

Im ersten Fall wird versucht, die Wärmeleitungsgleichung in und um die Partikel herum analytisch geschlossen oder mit numerischen Rechenverfahren zu lösen. Die Berücksichtigung des Strahlungsaustausches zwischen den Partikeln verlangt wegen der komplizierten geometrischen Verhältnisse zumeist nach vereinfachenden Annahmen. Wakao und Kato /3.4/ bestimmen mit einem numerischen Verfahren die Wärmeleitfähigkeit einer kubischen und einer orthorhombischen Kugelschüttung. Der hohe rechnerische Aufwand läßt diese Ansätze für die praktische Anwendung ungeeignet erscheinen.

Bei den Plattenmodellen werden die einzelnen Anteile des Wärmetransports als Widerstände zusammengeschaltet. Dabei kann eine Reihen- oder Parallelschaltung oder eine Kombination aus beiden gewählt werden. Die Modelle eignen sich für eine Abschätzung der effektiven Wärmeleitfähigkeit unter Berücksichtigung der primären Einflußparameter Leitfähigkeit von Partikel und Fluid sowie Porosität. Yagi und Kunii haben in ihrem Modell auch die Wärmestrahlung eingeschlossen /3.5/.

Die Ansätze mit Zellenmodellen konzentrieren sich auf eine Einheitszelle, deren Wärmetransporteigenschaften als repräsentativ für die gesamte Schüttung angesehen werden. Um die Berechnung zu vereinfachen, werden entweder parallele Wärmestromlinien oder parallele Isothermen angenommen. Die Zellenmodelle stellen einen Kompromiß zwischen den exakten, aber aufwendigen Lösungsansätzen und den stark vereinfachten Plattenmodellen dar. In Vergleichen unterschiedlicher Modelle hat sich insbesondere die Beschreibung der Einheitszelle nach Zehner, Schlünder und Bauer als zutreffend erwiesen /3.3/. Das Modell hat bei technischer Anwendung, vor allem in der Verfahrenstechnik, Bedeutung erlangt. Es soll im folgenden Kapitel erläutert werden.

Der wesentliche Nachteil der Zellenmodelle liegt in der Beschränkung des Strahlungsaustausches auf die Zelle begründet. Die durch die Lücken tiefer eindringende Strahlung kann nicht berücksichtigt werden, Strahlung wird als lokaler Effekt zwischen den Oberflächen zweier benachbarter Partikel betrachtet. Bei höheren Temperaturen oder bei kleiner Fluidleitfähigkeit entfällt jedoch ein erheblicher Anteil des Wärmetransports auf die Strahlung. Deshalb wurden quasihomogene Theorien entwickelt, die die Schüttung als Strahlungskontinuum auffassen. Einen Überblick über die Wärmestrahlung in Schüttungen liefert Tien in /3.6/, eine Gegenüberstellung von Zellenmodell und

quasihomogenen Ansätzen findet sich bei Vortmeyer /3.7/. Das auf Vortmeyer zurückgehende quasihomogene Modell mit Erweiterungen von Robold wird in Kap. 3.2.2 dargestellt.

3.2.1 Zellenmodell nach Zehner, Schlünder und Bauer

Bei der hier diskutierten Modellanordnung handelt es sich um ein Zellenmodell unter der Annahme paralleler Wärmestromlinien. Diese nicht zutreffende Annahme wird durch die Einführung eines Verformungsparameters der Partikelgeometrie korrigiert, so werden zum Beispiel Kugeln nicht als kugelförmige Parameter abgebildet. Für eine Abgrenzung gegenüber Plattenmodellen und anderen Zellenmodellen sowie für eine erste Formulierung und experimentelle Überprüfung des Modells siehe /3.8/.

Zusätzlich zu den primären Einflußgrößen wird das Modell in /3.9/ um Wärmestrahlung und die Berücksichtigung des Schmoluchowski-Effektes erweitert. Bauer ergänzt die Formulierung durch den Kontaktflächeneinfluß, durch den Einfluß von Oxidschichten sowie durch die Beschreibung von Mehrkornschüttungen /3.10/. Die vollständige Theorie ist in /3.11/ dargestellt und mit experimentellen Daten untermauert, sie findet sich aber auch in /3.2/.

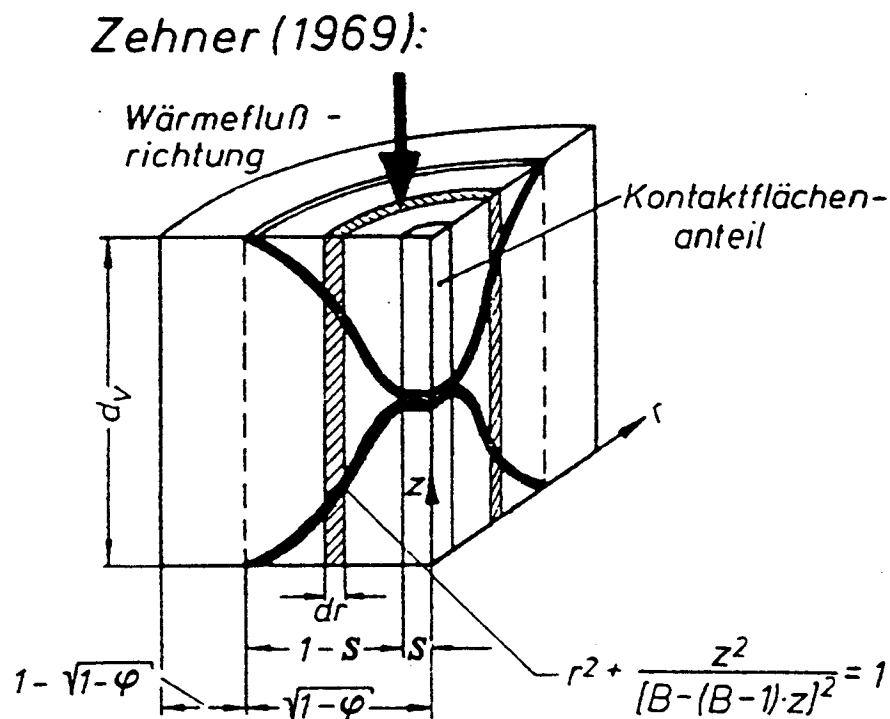


Abb. 3.2 Einheitszelle nach Bauer und Schlünder /3.10/

Das Zellenmodell ist gemäß Abb 3.2 in drei der Wärmestromrichtung parallele Zonen unterteilt, in denen jeweils unterschiedliche Transportbedingungen gelten. In der äußeren Ringzone mit der relativen Fläche $1 - \sqrt{1-\varphi}$ wird Wärme sowohl durch Strahlung als auch durch molekulare Leitung im Fluid transportiert. Der Kern der Einheitszelle, dargestellt als Zylinder der relativen Fläche $\sqrt{1-\varphi}$, repräsentiert den Transport über die Kugeln. Dieser Bereich wird aufgespalten in einen schlanken inneren Bereich mit einem relativen Anteil s , der über die Größe der Kontaktfläche Auskunft gibt und in dem ausschließlich Feststoffleitung vorliegt, sowie einen äußeren Bereich mit Flächenanteil $1 - s$, in dem Leitung über die Kugeln einerseits und Leitung durch das Fluid mit Strahlung zwischen den Partikeloberflächen andererseits gekoppelt wirken.

Bezeichnet man die Wärmeleitfähigkeit im äußeren Ringspalt mit λ_H , und die Leitfähigkeit im Kern der Zelle mit λ_C , so ergibt sich aus der Parallelschaltung der Transportwiderstände unter Berücksichtigung der primären Einflußparameter λ_f , λ_p und φ die bezogene effektive Wärmeleitfähigkeit der Schüttung zu

$$k_{eff} = \frac{\lambda_{eff}}{\lambda_f} = (1 - \sqrt{1-\varphi}) \frac{\lambda_H}{\lambda_f} + \sqrt{1-\varphi} \left[s \frac{\lambda_p}{\lambda_f} + (1-s) \frac{\lambda_C}{\lambda_f} \right] \quad (3.2).$$

Zur Berechnung der effektiven Kernleitfähigkeit λ_C wird die Form der Partikel unter Zuhilfenahme eines Verformungsparameters B in Zylinderkoordinaten beschrieben (vgl. Abb. 3.2)

$$r^2 + \frac{z^2}{[B - (B-1)z]^2} = 1 \quad (3.3).$$

Der Parameter B läßt sich errechnen, indem das Leervolumen der Einheitszelle der Schüttungsporosität gleichgesetzt wird. Für kugelförmige Partikel ergibt sich

$$B = 1,25 \left[\frac{1-\varphi}{\varphi} \right]^{10/9} \quad (3.4).$$

Die vollständige Beschreibung des Modells unter Berücksichtigung der sekundären Einflußgrößen lautet nach /3.9/ und /3.10/

$$k_{eff} = (1 - \sqrt{1 - \varphi}) \varphi [(\varphi - 1 + k_G^{-1})^{-1} + k_{rad}] + \sqrt{1 - \varphi} [s k_p + (1 - s) k_C] \quad (3.5 a)$$

mit

$$k_C = \frac{\lambda_C}{\lambda_f} = \frac{2}{N} \left\{ \frac{B (k_p + k_{rad} - 1)}{N^2 k_G k_p} \ln \frac{k_p + k_{rad}}{B [k_G + (1 - k_G)(k_p + k_{rad})]} + \frac{B + 1}{2 B} \left[\frac{k_{rad}}{k_G} - B \left[1 + \frac{1 - k_G}{k_G} k_{rad} \right] \right] - \frac{B - 1}{N k_G} \right\} \quad (3.5 b)$$

und

$$N = \frac{1}{k_G} \left[1 + \frac{k_{rad} - B k_G}{k_p} \right] - B \left[\frac{1}{k_G} - 1 \right] \left[1 + \frac{k_{rad}}{k_p} \right] \quad (3.5 c).$$

Für den Verformungsparameter gilt allgemein

$$B = C_f \left[\frac{1 - \varphi}{\varphi} \right]^{10/9} \quad (3.5 d)$$

mit dem Formfaktor C_f , der die Partikelform charakterisiert. Für Kugeln beträgt er 1,25, für Zylinder wird der Formfaktor zu 1,40 ermittelt.

Der Strahlungsaustausch ist abhängig vom absoluten Temperaturniveau T und kann unter der Annahme kleiner Temperaturgradienten formuliert werden als

$$k_{rad} = \frac{\lambda_{rad}}{\lambda_f} = \frac{4\sigma}{(2/\epsilon) - 1} T^3 \frac{x_R}{\lambda_f} \quad (3.5 e).$$

Darin steht σ für die Boltzmann-Konstante des schwarzen Körpers und ϵ für den Emissionskoeffizienten der Partikeloberfläche und x_R für den effektiven Strahlungsweg.

Die Druckabhängigkeit (Schmoluchowski-Effekt) wird bestimmt durch

$$k_G = \frac{\lambda_G}{\lambda_f} = \left[1 + \frac{2}{x_D} \Lambda \left(\frac{2}{\gamma} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (3.5 f)$$

Hierin ist γ der Akkommodationskoeffizient, der die Unvollkommenheit des Energieaustausches beim Stoß der Gasmoleküle an die Partikelwand berücksichtigt und Λ die mittlere freie Weglänge der Moleküle. Die Größe x_D bezeichnet den effektiven Gasweg. Für die effektiven Transportwege x_R und x_D wird in /3.10/ durch Auswertung von Experimenten der Kugeldurchmesser d als zutreffend erkannt. Für nicht kugelförmige Partikel kann der Durchmesser einer Kugel gleichen Volumens verwendet werden.

Um den Kontaktflächeneinfluß zu ermitteln, der in Gl. 3.5a durch den relativen Flächenanteil s berücksichtigt wird, gibt Bauer in /3.10/ folgende Beziehung an

$$s = \frac{23 \rho_K^2}{1 + 22 \rho_K^{4/3}} \quad (3.6).$$

Darin ist ρ_K^2 die auf die projizierte Partikelfläche bezogene Kontaktfläche der Partikel, charakteristische Partikelabmessung ist wieder der äquivalente Kugeldurchmesser d ,

$$\rho_K^2 = \left(\frac{d_K}{d} \right)^2 \quad (3.7).$$

Der Kontaktflächenanteil hängt wesentlich von den Materialeigenschaften und den mechanischen Belastungen der Schüttung ab, er wird empirisch aus Messungen ermittelt. Bauer gibt für das Flächenverhältnis ρ_K^2 Werte zwischen 10^{-3} für Kupfer und 10^{-5} für Zirkon an /3.10/.

Für die Anwendung des Zellenmodells ist jeweils zu prüfen, welche der Einflußgrößen für den Wärmetransport maßgeblich sind und welche gegebenenfalls vernachlässigt werden dürfen. Häufig sind es sekundäre Einflußgrößen wie die Kontaktflächenleitung oder der Schmoluchowski-Effekt, die nur einen untergeordneten Beitrag leisten. Für diese Fälle können die relevanten Parameter $s = 0$, bzw. $k_G = 1$ gesetzt werden.

3.2.2 Quasihomogenes Modell nach Vortmeyer und Robold

Die Beschränkung der Zellenmodelle liegt, wie bereits erwähnt, darin begründet, daß sie den Strahlungsaustausch zwischen den Partikeln als lokalen, auf die Zelle bezogenen Effekt formulieren. Die durch die Lücken tiefer eindringende Strahlung bleibt unberücksichtigt. Der Strahlungsaustausch ist abhängig vom Temperaturniveau und nimmt mit steigender Temperatur zu, bei hohen Temperaturen spielt er gegenüber der molekularen Leitfähigkeit eine dominierende Rolle.

Zur Beschreibung der Wärmestrahlung in Schüttungen verwendet Vortmeyer ein sogenanntes Zweiflußmodell /3.12, 3.13/. Dazu wird die ungeordnete Kugelschüttung durch ein diskretes System geordneter Kugellagen ersetzt, in dem die Transportvorgänge eindimensional beschrieben werden (vgl. Abb. 3.3). Die Strahlungsströme K und I , die von einer Kugellage ausgehen und sich mit den von den benachbarten Lagen ausgehenden Strömen in entgegengesetzter Richtung überlagern, können unter der Annahme grauer Strahler durch folgendes Gleichungssystem beschrieben werden

$$\begin{aligned} I_i &= B I_{i-1} + R K_i + E_i \\ K_{i-1} &= B K_i + R I_{i-1} + E_i \end{aligned} \quad (3.8).$$

Darin steht B für die Durchlaßzahl durch die Lücken der Kugellage, R für den reflektierten Anteil der Strahlung, E ist der von der Lage emittierte Strom. Für den resultierenden Wärmestrom zwischen zwei Lagen ergibt sich

$$\dot{q}_r = I_i - K_i \quad (3.9).$$

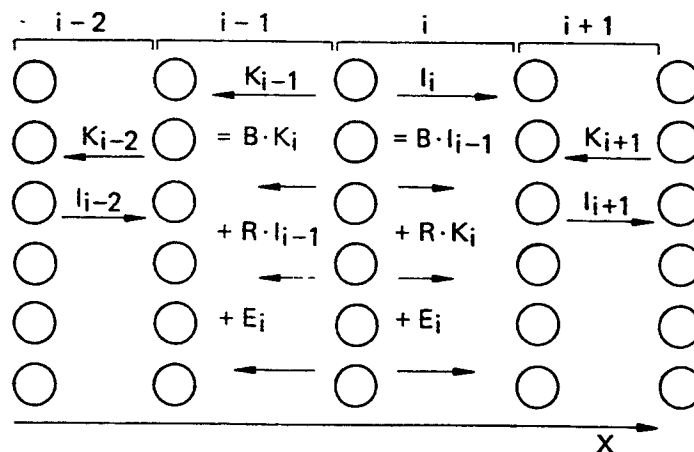


Abb. 3.3 Zweiflußmodell zum Strahlungsaustausch nach Vortmeyer /3.13/

Um von der diskreten Anordnung in Lagen zu einer quasi-homogenen Darstellung zu gelangen, in der der Strahlungsaustausch analog zum Fourier-Ansatz als Produkt von temperaturabhängiger Wärmeleitzahl und örtlichem Temperaturgradienten beschrieben werden kann, wird das Gleichungssystem beginnend mit einer Taylor-Reihenentwicklung um eine Kugellage in gekoppelte Differentialgleichungen überführt

$$\begin{aligned}\frac{dI}{dx} &= -a I(x) + b \sigma T^4(x) + g K(x) \\ \frac{dK}{dx} &= a K(x) - b \sigma T^4(x) - g I(x)\end{aligned}\quad (3.10).$$

Für den Nettostrahlungsstrom gilt weiterhin $\dot{q}_r = I(x) - K(x)$, wobei x die Längenkoordinate in Wärmetransportrichtung angibt. Die Koeffizienten a , b und g sind als effektive Extinktions-, Absorptions- und Streukoeffizienten eines homogenen Mediums zu interpretieren.

Unter Vernachlässigung des Einflusses der Wandstrahlung und mit der Annahme optisch dichter Bedingungen findet Vortmeyer /3.12/ die gewünschte Darstellung als

$$\dot{q}_r = - \frac{8}{a+g} \sigma T^3 \frac{dT}{dx} \quad (3.11).$$

Es gelingt weiterhin, die Koeffizienten a und g durch die Parameter des diskreten Modells, die Strahlungsdurchlaßzahl B und den Emissionsgrad ϵ des Partikelmaterials, zu beschreiben. Damit läßt sich die folgende Darstellung finden:

$$\dot{q}_r = - \lambda_r \frac{dT}{dx} \quad (3.11a)$$

mit

$$\lambda_r = 4 \psi \sigma T^3 d \quad (3.11b)$$

und der Strahlungsaustauschzahl

$$\psi = \frac{2 B + \epsilon (1 - B)}{2 (1 - B) - \epsilon (1 - B)} \quad (3.11c).$$

Vortmeyer betrachtet die Durchlaßzahl B zunächst nur als Flächenverhältnis von freiem zu gesamtem Querschnitt, die Kugellage also als durchbrochene dünne Platte. Bei einer realen Schüttung passiert die Strahlung zwischen den Kugeln einen engen Hohlraum, dessen Wände absorbierend und reflektierend wirken. Vortmeyer und Börner /3.14/ leiten in einer Modellplattenanordnung für zylindrische und kegelstumpfförmige Hohlräume die Strahlungsdurchlaßzahl B in Abhängigkeit von der Emissionszahl ϵ und vom relativen Hohlraumvolumen her.

Um der Reflektion der von einem Partikel ausgehenden Strahlung an einem benachbarten Partikel derselben Lage Rechnung zu tragen, ersetzt Kasperek /3.15/ den Emissionskoeffizienten ϵ durch einen effektiven Emissionsgrad

$$\epsilon' = \frac{\epsilon}{\epsilon + 0,5 (1 - \epsilon)} \quad (3.12).$$

Für eine kubische und eine orthorhombisch geordnete Schüttung ermittelt Kasperek eine sehr gute Übereinstimmung von Experiment und Modell /3.14/. Als Partikel werden Stahlkugeln (1 cm Durchmesser) verwendet, um den thermischen Leitwiderstand der Kugellage klein zu halten.

Bei der beschriebenen Modellplattenvorstellung entspricht der Lagenabstand dem Kugeldurchmesser d (vgl. Gl. 3.11b). Eine Variation des Lückengrades geschieht über eine Umordnung der Kugeln innerhalb der Lage. Auf diese Weise lassen sich allerdings nur Lückengrade bis hinab zu $\varphi=0.47$ realisieren. Für kleinere Porositäten müssen die Kugellagen ineinander greifen, so daß sich der Modellplattenabstand verkleinert. Breitbach /3.16/ gibt diesen Abstand für Platten, die mit Kegelstümpfen durchbrochen sind, unter der Bedingung, daß Modell und Schüttung in Bezug auf ihre innere Oberfläche übereinstimmen, lückengradabhängig an

$$d^\varphi = \frac{\pi}{6} \frac{d}{(1 - \varphi)} \quad (3.13).$$

Darüberhinaus erweitert Breitbach die Theorie, die von einer isothermen Kugellage ausgeht, um die Berücksichtigung des Wärmewiderstandes der Partikel, indem er einen Temperaturgradienten über der Kugellage einbezieht.

Die bisher zum quasihomogenen Modell dargestellten Überlegungen beschränken sich auf die Wärmestrahlung als alleinigen Transportmechanismus zwischen den Partikeln.

Um den zusätzlichen Wärmetransport durch molekulare Wärmeleitfähigkeit im Fluid zwischen den Partikeln zu berücksichtigen, erweitert Robold das doppelkegelstumpfförmige Modell aus /3.14, 3.16/ um einen Spalt der Breite d_n^φ , in dem dieser Transport stattfindet. Die Modellplattendicke gemäß Gl. 3.13 ergibt sich durch Addition von Partikelbreite und Fluidspaltweite zu $d^\varphi = d_s^\varphi + d_n^\varphi$, (vgl. Abb. 3.4). Aus Experimenten an evakuierten und Helium gefüllten Schüttungen mit Zirkonoxid- und Graphitkugeln leitet Robold /3.17/ für das Verhältnis $d_n^\varphi / d^\varphi = 0,25$ empirisch ab.

Für die Bestimmung des Durchlaßfaktors $B(\varphi, \epsilon)$ greift Robold auf die Beziehungen aus /3.14/ zurück, variiert dabei jedoch bezüglich des Lückengrades. Bei dem Modell nach Vortmeyer und Börner ist das Leervolumen durch die Hohlräume innerhalb der Modellplatten abgebildet, die Platten selbst sind durch infinitesimale Spalte voneinander getrennt. Beim Robold-Modell setzt sich das Leervolumen aus dem Volumen der Hohlräume und dem Volumen der Fluidspalte zusammen, der relative Anteil des Hohlraumvolumens fällt demnach kleiner aus als beim vorangegangenen Modell. Robold zieht diesen kleineren Lückengrad für die Bestimmung des Durchlaßfaktors B heran, setzt jedoch das gesamte Leervolumen des Modells dem tatsächlichen Lückengrad der Schüttung gleich. Dadurch ermittelt er über den gesamten Bereich von φ und ϵ um ca. 40% kleinere Werte für B als Vortmeyer und Börner, was insbesondere bei höheren Temperaturen und kleinen ϵ -Zahlen die effektive Leitfähigkeit verringert. Der von Robold angegebene modifizierte Durchlaßfaktor B ist in Abb. 3.5 angegeben.

Analog zu Gl. 3.11 gelingt Robold eine analytische Lösung für das aus den erweiterten Modellansätzen abgeleitete Differentialgleichungssystem, (vgl. /3.17/). Dabei wird angenommen, daß Leitungstransport im stagnierenden Fluid und Strahlungsaustausch unabhängig voneinander sind, das Fluid also optisch dünn ist. Weiterhin werden für

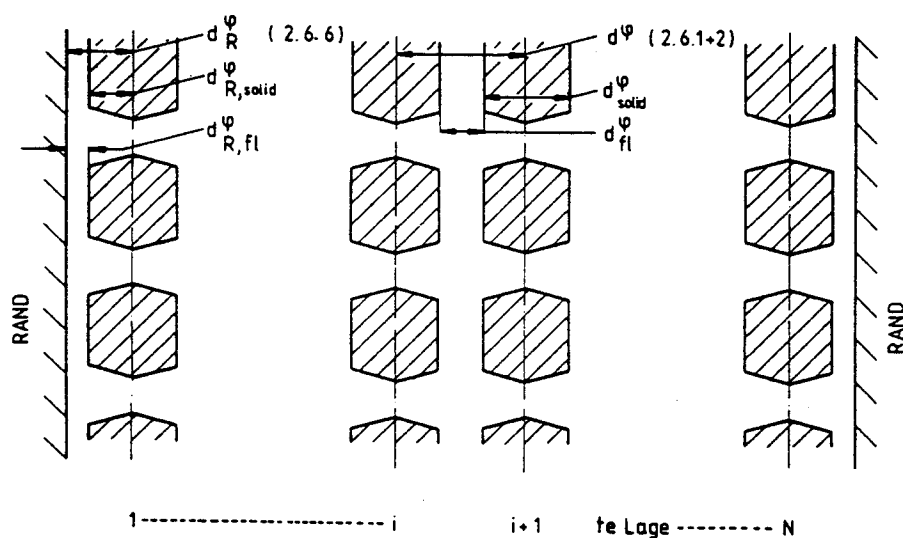


Abb. 3.4 Modellgeometrie für berandete Schüttung nach Robold

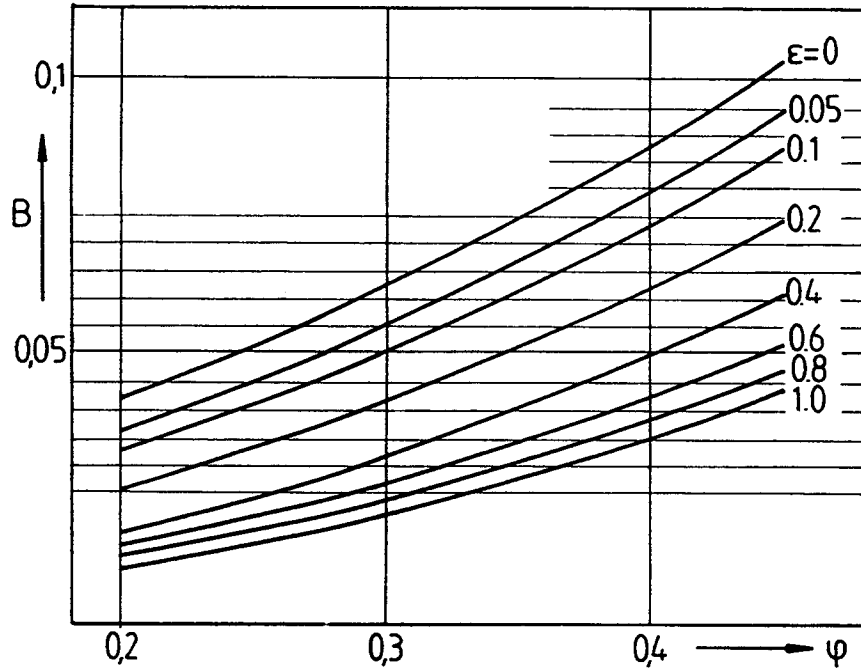


Abb. 3.5 Modifizierter Strahlungsdurchlaßfaktor B /3.17/

die Formulierung einer homogenen effektiven Wärmeleitfähigkeit kleine Temperaturgradienten $dT/T \ll 1$ vorausgesetzt. Daraus folgt

$$\lambda_{eff} = \left[1 - \frac{\chi \Delta_o}{1 + \frac{\lambda_s / d_s^\circ}{4 \psi_o \sigma T^3 + \frac{\lambda_f}{d_f^\circ}}} \right] 4 \psi \sigma T^3 d^\circ + \left[1 - \frac{\Delta_o}{1 + \frac{\lambda_s / d_s^\circ}{4 \psi_o \sigma T^3 + \frac{\lambda_f}{d_f^\circ}}} \right] \lambda_f \frac{d^\circ}{d_f^\circ} \quad (3.14a)$$

mit der Strahlungsaustauschzahl ψ nach Gl. 3.11c

$$\psi = \frac{2 B + \epsilon (1 - B)}{2 (1 - B) - \epsilon (1 - B)} \quad (3.14b)$$

dem lokalen Austauschfaktor

$$\psi_o = \psi (B=0) = \frac{\epsilon}{2 - \epsilon} \quad (3.14c)$$

dem Verhältnis

$$\chi = \frac{\psi_o}{\psi} \quad (3.14d)$$

dem Gewicht

$$\Delta_o = \frac{\psi [1 - B (\epsilon=0, \varphi)] - B (\epsilon=0, \varphi)}{\psi_o [1 - B (\epsilon=0, \varphi)]} \quad (3.14e)$$

sowie dem Verhältnis der Spaltweiten

$$\frac{d_n^\varphi}{d_s^\varphi} = \frac{1}{\pi} \quad (3.14f).$$

Um den Einfluß der Kontaktstellenleitung, der insbesondere bei niedrigen Temperaturen einen relevanten Beitrag leistet, zu berücksichtigen, erweitert Robold das Plattenmodell durch Stege, die die einzelnen Lagen miteinander verbinden. Die relative Querschnittsfläche der Stege wird bestimmt durch die relative Kontaktfläche r . Damit ergibt sich für die effektive Wärmeleitfähigkeit mit Kontaktleitung

$$\lambda_{eff,k} = (1-r) \lambda_{eff} + r \lambda_p \quad (3.15).$$

Die relative Kontaktfläche r wird bestimmt durch die mechanischen Eigenschaften der Partikel sowie durch die Belastung der Schüttung. Der Parameter ist bei Robold definiert als $r = (d_k/d)^2$ und damit identisch mit ρ_k^2 aus Gl 3.7. Der Flächenanteil r ist wegen Gl. 3.6 nicht dem Flächenanteil s aus dem Zehner/Schlünder/Bauer-Modell identisch, obwohl Gl. 3.5a in Bezug auf den Kontaktflächentransport analog zu Gl. 3.15 aufgebaut ist. Der Parameter r wird allerdings auch bei Robold empirisch durch die Korrelation von Modell und Experimenten ermittelt und hat somit den Charakter einer Anpassungsgröße [3.17/].

3.2.3 Übertragung auf die Randzone der Schüttung

Bei den bisher dargestellten Überlegungen zur effektiven Wärmeleitfähigkeit wurde eine unendlich ausgedehnte, homogene Schüttung betrachtet. In technischen Anwendungen wird die Schüttung jedoch von Wänden begrenzt, über die zumeist auch ein Wärmetransport stattfindet. Für den Wärmeübergang von der Schüttung an die Wand gelten prinzipiell dieselben Transportmechanismen wie im Innern der Schüttung, vgl. Abb. 3.1.

Der wesentliche Unterschied liegt bei den geometrischen Verhältnissen, charakterisiert durch den Lückengrad φ , der seinerseits als primärer Einflußfaktor die effektive Leitfähigkeit bestimmt. Für den Strahlungsaustausch ändern sich die Flächenverhältnisse, eine Durchstrahlung der Wand wird üblicherweise nicht möglich sein. Zudem werden sich in den meisten Fällen Partikel- und Wandmaterial unterscheiden, so daß mit unterschiedlichen Emissivitäten ϵ gerechnet werden muß.

Der Lückengrad bzw. die Porosität einer geordneten Kugelschüttung variiert zwischen 0,26 für die kubisch-flächenzentrierte Anordnung und 0,48 für die kubisch-lose Packung. Für unendlich ausgedehnte Schüttungen aus Kugeln gleicher Größe beträgt der Lückengrad zwischen 0,36 für gerüttelte oder verdichtete und 0,42 für lockere Haufwerke. Bei regellosen Zufallsschüttungen großer Ausdehnung wird ein Wert von 0,39 ermittelt.

Wird die Schüttung an den Rändern durch glatte Wände begrenzt, so kommt es in der Nähe der Wände zu einer Erhöhung der Porosität, da die Partikel ihre Lage der Form der Wand anpassen. Unmittelbar an der Wand steigt der Lückengrad, Punktberührung zwischen Partikel und Wand vorausgesetzt, auf den Wert 1 an. Benenati und Brosilow /3.18/ haben experimentell den lokalen Lückengrad von Kugelschüttungen in Abhängigkeit des Abstandes von der Wand ermittelt. Dabei wurden konkave und konvexe Oberflächen verschiedener Durchmesser-Verhältnisse Wand zu Partikel D/d betrachtet.

Abb. 3.6 zeigt sowohl für die konkave Oberfläche links als auch für die konvexe Begrenzung rechts den charakteristischen oszillierenden Verlauf des lokalen Lückengrades, der beginnend mit dem Wert 1 an der Wand nach mindestens 4 Kugeldurchmessern gedämpft zur Mitte der Schüttung hin Lückengrade der unendlich ausgedehnten Schüttung erreicht. In Abb. 3.7 ist die über dem Volumen aufintegrierte lokale Porosität im Abstand von der Wand für verschiedene Verhältnisse D/d aufgetragen. Daraus kann der mittlere Lückengrad von der Wand bis zu jedem Punkt in der Schüttung abgelesen werden. Der oben angegebene mittlere Wert von 0,39 für eine regellose Zufallsschüttung wird nur bei großen Schüttbetten erreicht.

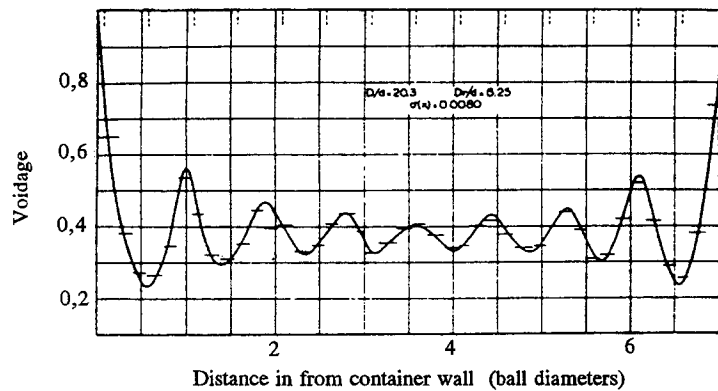


Abb. 3.6 Verlauf des lokalen Lückengrades einer Kugelschüttung mit konkaver und konvexer Berandung /3.18/

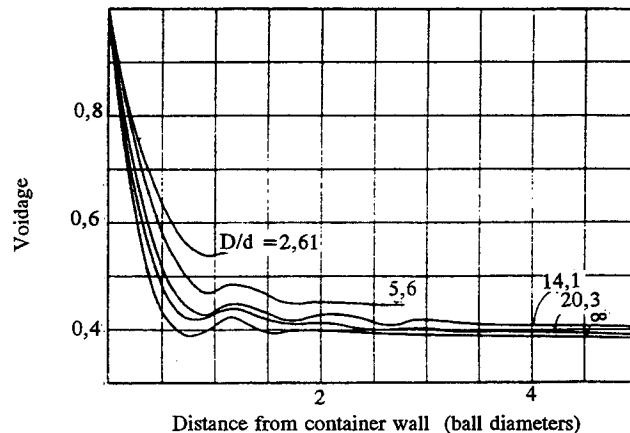


Abb. 3.7 Integraler Lückengrad als Funktion des Wandabstandes für verschiedene Durchmesserhältnisse D/d /3.18/

Zur Beschreibung des Wärmetransportes in einer berandeten Schüttung, kann das Schüttbett in eine Kernzone und eine schmale Wandzone der Dicke $d/2$ aufgeteilt werden. In der Kernzone wird die Gültigkeit der Gesetze für die unendlich ausgedehnte Schüttung angenommen, in der Wandzone werden die zuvor beschriebenen Randbedingungen berücksichtigt.

Robold /3.17/ wendet sein Modell auf die Wandzone an und ermittelt analog zu Gl. 3.14 eine effektive Wärmeleitfähigkeit in Wandnähe $\lambda_{\text{eff,R}}$, mit deren Hilfe über einen Temperaturgradienten - gemäß Fourier-Ansatz - der Wärmetransport an die Wand beschrieben werden kann. Für die Wandzone wird dabei ein mittlerer Lückengrad φ_R bei $d/2$ nach Abb. 3.7 angenommen.

Die Modellplattendicke für die erste Lage wird mit d^φ nach Gl. 3.13 zu

$$d_R^\varphi = \frac{\varphi_R}{\varphi} \frac{d^\varphi}{2} \quad (3.17).$$

Im lokalen Austauschfaktor, siehe Gl. 3.14c wird die Emissivität der Wand ϵ_R berücksichtigt

$$\psi_{oR} = \left[\frac{1}{\epsilon} + \frac{1}{\epsilon_R} - 1 \right]^{-1} \quad (3.18).$$

Für die explizite Herleitung von $\lambda_{\text{eff},R}$ vergleiche die Arbeit von Robold /3.17/ Kap.4.

Bei den hier dargestellten Formulierungen wird gemäß der Abgrenzung der effektiven Wärmeleitfähigkeit von einer ruhenden Schüttung mit stagnierendem Fluid ausgegangen. Im Fall einer Durchströmung der Schüttung ist auch an der Wand ein zusätzlicher Wärmeübergang zu berücksichtigen. Zur Beschreibung dieser Phänomene sei auf die Literatur verwiesen /3.1, 3.19/.

3.3 Anwendung der Modelle auf den Kugelhaufen-HTR und die Experimente zur selbsttätigen Nachwärmeabfuhr

Für die Anwendung der Modelle zur effektiven Wärmeleitfähigkeit auf Kernaufheizstörfälle beim Kugelhaufenreaktor und die damit verbundenen Experimente ist zu klären, wie sich Zellenmodell und quasihomogenes Modell in ihren Ergebnissen unterscheiden und inwieweit sie für eine Beschreibung des Problems geeignet sind. Darüberhinaus wird die Variation einzelner Einflußgrößen untersucht.

Vortmeyer /3.7/ ermittelt bei einem Vergleich von Zellen- und quasihomogenem Modell eine gute Übereinstimmung für den Fall, daß der Strahlungsanteil gering und die Leitfähigkeit des Feststoffes groß ist. Nimmt der Strahlungsanteil zu, so liefert das quasihomogene Modell höhere Werte. Als Begründung liefert Vortmeyer die im Zellenmodell nicht berücksichtigte tiefer eindringende Strahlung sowie den im quasihomogenen Modell vernachlässigten thermischen Widerstand der Partikel.

Breitbach und Barthels /3.20/ stellen beiden Modellen Meßwerte aus Versuchen an evakuierten Zirkonoxid- und Graphitkugelschüttungen gegenüber. Mit dem nach Breit-

bach /3.16/ modifizierten Modellplattensystem (Gl. 3.13) und einer um 30 % reduzierten Durchlaßzahl B lassen sich die Meßwerte gut annähern. Für das Zellenmodell, das im unteren Temperaturbereich gute Übereinstimmung zeigt, bei höheren Temperaturen jedoch zu niedrige Werte liefert, läßt sich der Lückenstrahlungsanteil erhöhen, indem für die äußere Ringzone der Einheitszelle schwarze Strahlung ($\epsilon=1$) angenommen wird. Damit gelingt eine gute Korrelation mit den Meßwerten und den Ergebnissen des modifizierten quasihomogenen Modells.

Robold, der aufbauend auf dem Modell von Breitbach auch Fluidleitung sowie Kontaktstelleneinfluß im quasihomogenen Modell berücksichtigt (vgl. Kap. 3.2.2), gelingt für die Zirkonoxid- und die Graphitkugelschüttung sowohl für das evakuierte als auch für das heliumgefüllte Schüttbett über einen weiten Temperaturbereich eine hervorragende Übereinstimmung von Experiment und Theorie /3.17/. Er ermittelt dazu die Modellparameter d_n^* (Gl. 3.14f) und r (Gl. 3.15) empirisch aus den Meßergebnissen.

Bei der Nachrechnung von Experimenten in einer mit Luft bzw. Helium (stagnierend) gefüllten Stahlkugelschüttung im niedrigen Temperaturbereich stellen Barthels und Schürenkrämer /3.21/ fest, daß die Robold-Formulierungen die fluide Wärmeleitung deutlich unterschätzen. Kommen die Gleichungen von Zehner/Schlünder/Bauer zum Einsatz, so stimmen die Ergebnisse aus Experiment und Rechnung gut überein.

Barthels und Schürenkrämer /3.21/ wenden sowohl das Zellenmodell (Gln. 3.5) als auch das quasihomogene Modell in der erweiterten Form von Robold (Gln. 3.14) auf das Core des Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors an. Für die Wärmeleitfähigkeit λ , des Kugelmaterials werden Werte der Graphitqualität A 3-4, wie sie für HTR-Brennelemente verwendet wird, zugrunde gelegt. Dabei wird berücksichtigt, daß die Wärmeleitfähigkeit des Graphits beim Einsatz im Reaktor durch die Neutronenbestrahlung stark abnimmt. Eine experimentelle Untersuchung dieser Effekte findet sich bei Binkle /3.22/. Zusätzlich ist bei Temperaturen oberhalb von 850°C eine Ausheilung der Strahlendefekte zu beobachten, für deren Verlauf Petersen /3.23/ eine Näherung angibt. Die Emissivität der Graphitkugeln wird mit $\epsilon=0.8$ konstant angesetzt. Als Fluid wird stagnierendes Helium angenommen. Der Lückengrad beträgt $\varphi=0,39$ für die regellose unendlich ausgedehnte Schüttung. Abb. 3.8 zeigt die Wärmeleitfähigkeit des bestrahlten und des unbestrahlten Kugelmaterials in Abhängigkeit von der Temperatur. Weiterhin sind in das Diagramm die Ergebnisse der effektiven Wärmeleitfähigkeiten für das Zehner/Schlünder- und das Robold-Modell, jeweils für bestrahlten und für unbestrahlten Graphit eingetragen. Wie erwartet liegen im unteren Temperaturbereich, wo die Fluidleitung dominiert, die Ergebnisse nach Zehner/Schlünder höher, bei Temperaturen oberhalb von 1300 °C liefern die Ansätze von Robold wegen der berücksichtigten Lückenstrahlung höhere Werte.

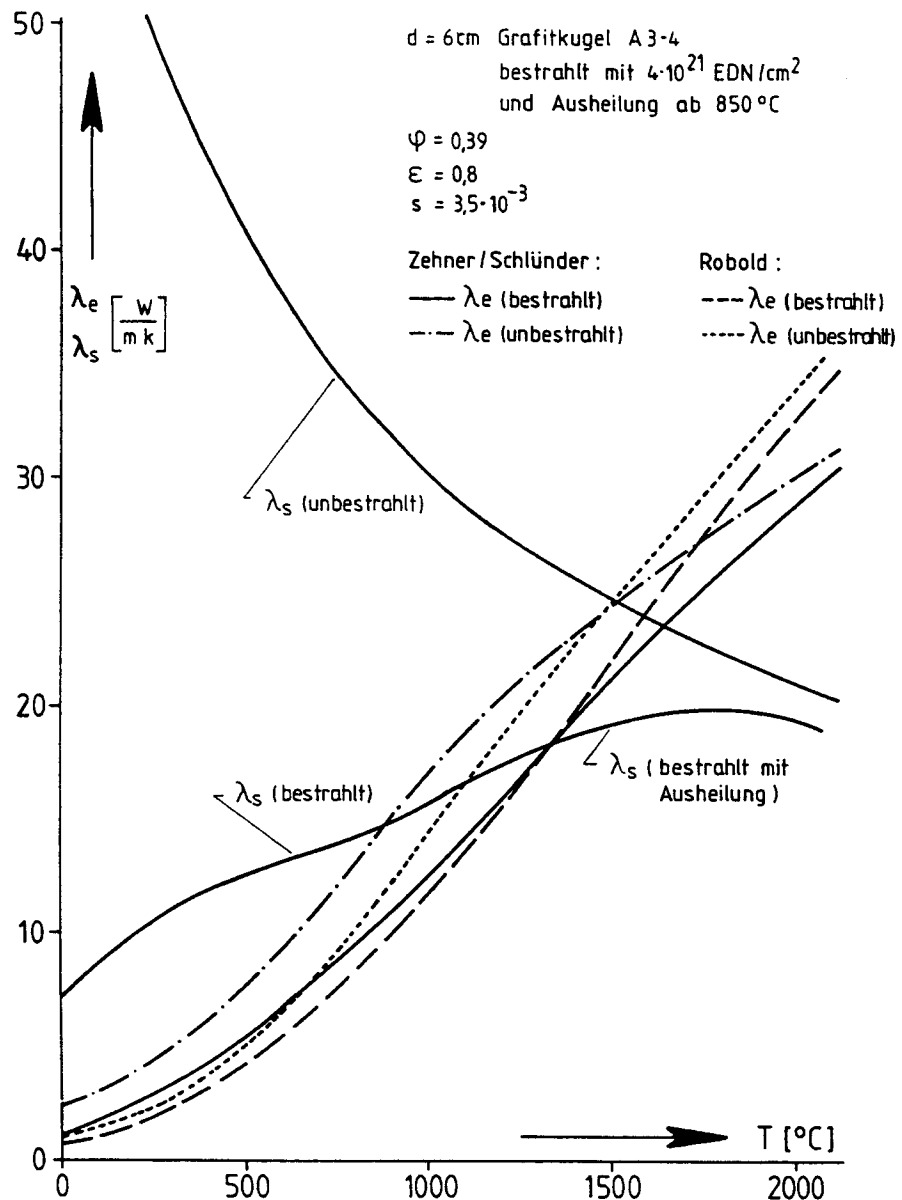


Abb. 3.8 Effektive Wärmeleitfähigkeit einer HTR-Graphitkugelschüttung mit stagnierendem Helium /3.21/

Barthels und Schürenkrämer schlagen vor, für die Berechnung der Wärmeleitung im HTR-Kugelhaufen im unteren fluidgeprägten Bereich die Gleichungen nach Zehner/Schlünder (Gln. 3.5) und ab 1300°C die Formulierungen von Robold (Gln. 3.14) zu verwenden. Für die Verläufe mit bestrahltem Graphit und stagnierendem Helium werden für eine einfachere Handhabung der Gleichungen Regressionskurven angegeben /3.21/. Diese finden üblicherweise bei der Simulation von Betriebsverhalten und von Störfalltransienten für den HTR Verwendung.

Mit der Temperatur T in $^{\circ}\text{C}$ ergibt sich die Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} in W/mK zu

$$\lambda_{\text{eff}} = 2,549 \cdot 10^{-4} \cdot T^{1,545} + 1,5 \quad \text{für } T \leq 1300^{\circ}\text{C} \quad (3.19a),$$

und

$$\lambda_{\text{eff}} = 2,036 \cdot 10^{-3} \cdot (T - 135)^{1,287} \quad \text{für } 1300 < T \leq 2500^{\circ}\text{C} \quad (3.19b).$$

Der Einfluß der Kontaktstellenleitung wurde als hinreichend klein erkannt und daher in den Gln. 3.19 vernachlässigt.

Für die Beschreibung der Wärmeleitung in der Randzone des HTR-Cores werten Barthels und Schürenkrämer die Beziehungen von Robold aus, die dieser für einen Bereich einer halben Kugeldicke von der Wand entfernt ermittelt hat /3.17/. Dabei wird davon ausgegangen, daß der die Schüttung begrenzende Seitenreflektor aus Graphit eine glatte Oberfläche mit dem Emissionsvermögen $\epsilon_R = 0,8$ besitzt. In Abb. 3.9 ist das Verhältnis $\lambda_{\text{eff},R} / \lambda_{\text{eff}}$ über der Temperatur T aufgetragen, mit λ_{eff} als der effektiven Leitfähigkeit der ungestörten Schüttung bei gleicher Temperatur. Im unteren Temperaturbereich sorgt die gute Leitfähigkeit des Heliums auch an der Wand für einen guten Wärmeübergang. Bei hohen Temperaturen, wo der Strahlungsanteil dominiert, entfällt an der Wand der Strahlungstransport durch die Lücken, die effektive Leitfähigkeit nimmt deutlich ab.

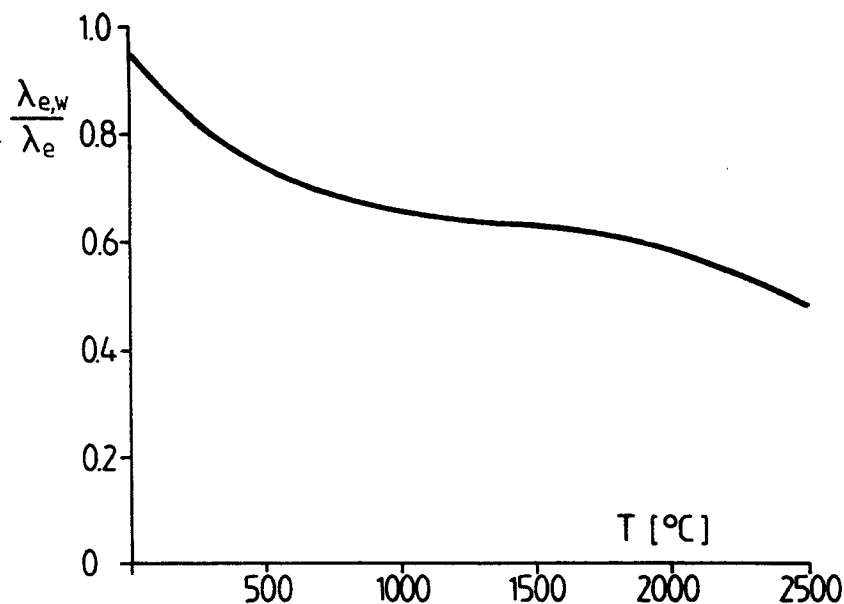


Abb. 3.9 Relative effektive Wärmeleitfähigkeit in der Randzone einer HTR-Kugelschüttung /3.21/

Für die Experimente zur selbsttätigen Nachwärmeabfuhr SANA I stehen zunächst nur 6 cm Kugeln aus Elektrographit der Qualität A1 2-500 zur Verfügung, dessen thermische Leitfähigkeit deutlich über den Wärmeleitfähigkeitswerten des Matrixgraphits der Qualität A 3, wie er für die HTR-Brennelemente verwendet wird, liegt /3.24/.

Der Verlauf der Temperaturprofile in der zylindrischen Versuchsschüttung wird maßgeblich von der Wärmeleitfähigkeit in den äußeren Zonen bei niedrigeren Temperaturen bestimmt. Schüttungstemperaturen oberhalb von 1300 °C werden nur für einen kleinen lokalbegrenzten inneren Bereich erwartet. Aus diesen Gründen und unter Berücksichtigung der zuvor dargestellten Ergebnisse wird das Modell von Zehner/Schlünder/Bauer gemäß Gln. 3.5 auf die Experimente angewendet.

In Abb 3.10 a ist die effektive Schüttungsleitfähigkeit für verschiedene Materialien in Abhängigkeit von der Temperatur dargestellt. Die unterschiedlichen Graphitleitfähigkeiten, vgl. Abb. C.1 im Anhang, haben über den gesamten Temperaturbereich einen deutlichen Einfluß auf die effektive Leitfähigkeit. Dabei ergeben sich für den Elektrographit 50 bis 100 % höhere Werte als für den bestrahlten A 3 Graphit. Den Einfluß unterschiedlicher Fluide zeigt Abb. 10 b für die Gase Helium und Stickstoff. Insbesondere im unteren Temperaturbereich, in dem der Wärmetransportwiderstand zwischen den Kugeln durch die Fluidleitfähigkeit bestimmt wird, führt die bessere Leitfähigkeit des Heliums, vgl. Abb. C.2, zu gegenüber Stickstoff stark erhöhten Effektivwerten.

Der Lückengrad φ hat bei der in Abb. 10c dargestellten Variation im Prozentbereich keine signifikante Auswirkung auf die effektive Leitfähigkeit. Dagegen gewinnt der Emissionskoeffizient ϵ mit zunehmender Temperatur an Bedeutung. Er charakterisiert den Anteil des Strahlungstransports an der effektiven Leitfähigkeit. Die in Abb. 10 d dargestellten Kurven bilden eine obere und eine untere Schranke für die effektive Leitfähigkeit bei Graphitkugeln, deren Emissivität zusätzlich temperaturabhängig verläuft.

Der Einfluß der Leitung über die Kontaktflächen sich berührender Kugeln kann aus Abbn. 3.10 e,f ersehen werden. Für A 3 Graphit, dessen Leitfähigkeit durch Neutronenbestrahlung zusätzlich reduziert ist, spielt eine Vergrößerung der Kontaktfläche nahezu keine Rolle, Abb. 3.10 e. Diesen Einfluß in den Gln. 3.19 zu vernachlässigen ist demnach gerechtfertigt. Anders bei dem Elektrographit, der sich insbesondere im niedrigen Temperaturbereich durch eine sehr hohe Leitfähigkeit auszeichnet. Bei 0 °C erhöht sich die effektive Leitfähigkeit unter Berücksichtigung eines Abflachungskoeffizienten $s=0,02$ (vgl. Gl.3.5) um den Faktor zwei. Bei höheren Temperaturen verliert der Einfluß an Bedeutung, siehe Abb. 3.10 f.

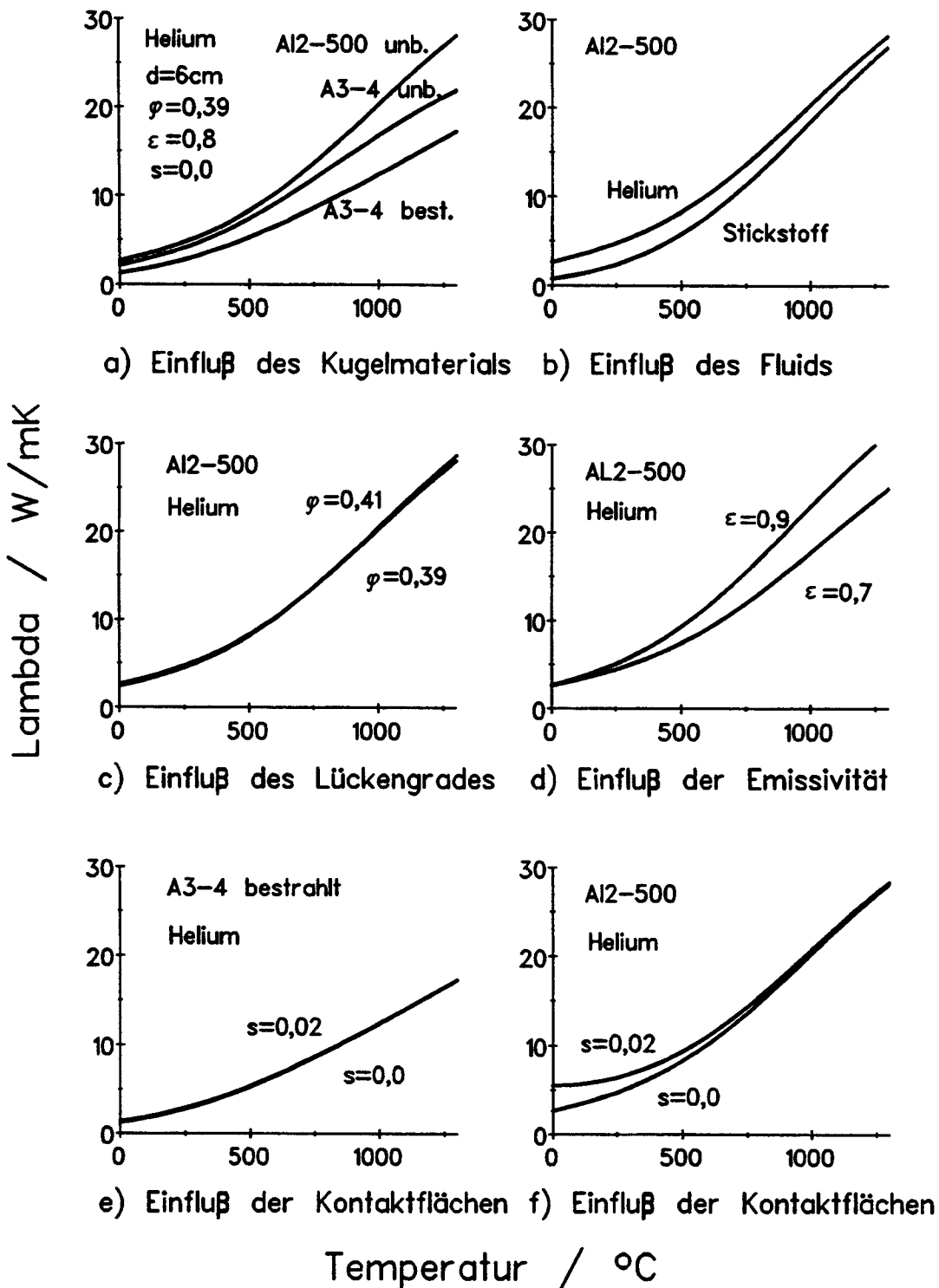


Abb. 3.10 Effektive Wärmeleitfähigkeit einer Graphitkugelschüttung nach Zehner/Schlünder/Bauer mit Parametervariation

4 Versuchsstand SANA I

4.1 Aufbau der Versuchsanlage

Für die Untersuchungen im Rahmen der Experimente SANA I wird eine Schüttung aus Graphitkugeln in zylindrischer Anordnung gewählt. Der solchermaßen abgebildete Ausschnitt aus dem Kern des Kugelhaufen-Reaktors hat einen Durchmesser von 1,5 m sowie eine Höhe von 1 m. In dem Volumen von $1,77 \text{ m}^3$ finden ca. 9500 Graphitkugeln von 6 cm Durchmesser in regelloser Anordnung Platz. Abb. 4.1 zeigt einen Schnitt durch die Versuchsanordnung mit zentralem Heizelement, Abb. 4.2 eine Ansicht des Versuchsstandes.

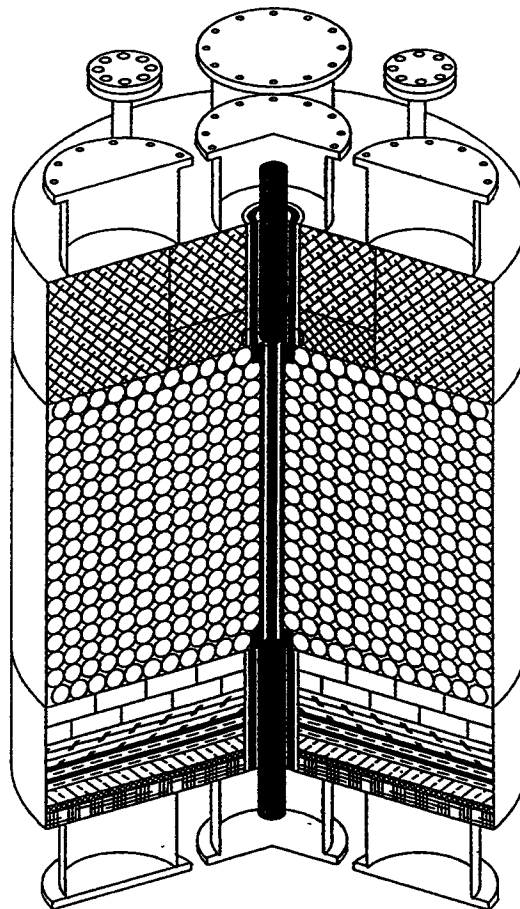


Abb. 4.1 Schnitt durch die Versuchsanordnung SANA I mit zentralem Heizelement

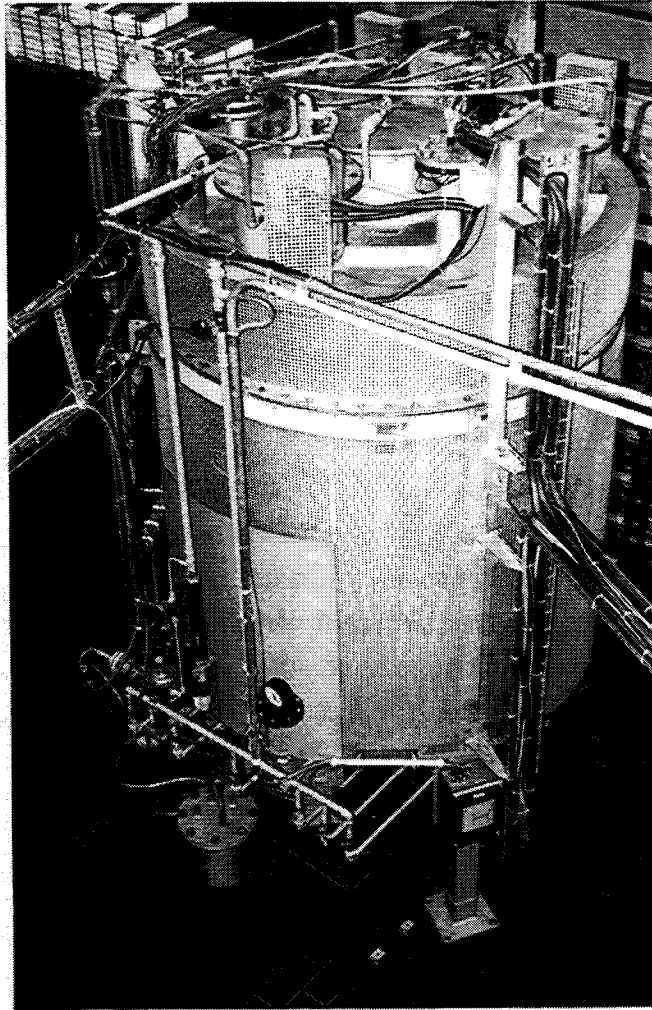


Abb. 4.2 Ansicht des Versuchsstandes SANA I

Die Wärmeproduktion erfolgt in bis zu 4 senkrecht in die Schüttung eingebrachten elektrischen Widerstandselementen. Die maximal installierte Nennleistung von 50 kW ermöglicht eine maximale Leistungsdichte von 28 kW/m^3 , welches auf den Modul-Reaktor übertragen 0,93 % bezogen auf Vollast und damit einem Zeitpunkt 3 bis 4 Stunden nach Eintritt des Druckentlastungsstörfalls entspricht, vgl. Kap. 2.2. Um einen im wesentlichen radialen Wärmestrom zu gewährleisten, wird die Schüttung nach oben und unten durch Isolationssysteme begrenzt.

Zur Erfassung der Temperaturprofile werden über den Versuchsstand verteilt Thermoelemente angeordnet. Um Korrosion an den Graphiteinbauten zu verhindern, wird die Anlage unter Inertgasatmosphäre betrieben. Die Heizelementanschlüsse werden mit Wasser gekühlt. Die Leistungsversorgung erfolgt aus dem Drehstromnetz. Meßdatenerfassung und Steuerung für die Experimente kann über einen Personal-Computer ablaufen. Das Fließbild von Strömen und Daten ist in Abb. 4.3 skizziert. Die einzelnen Komponenten des Versuchsstandes werden in den folgenden Kapiteln beschrieben.

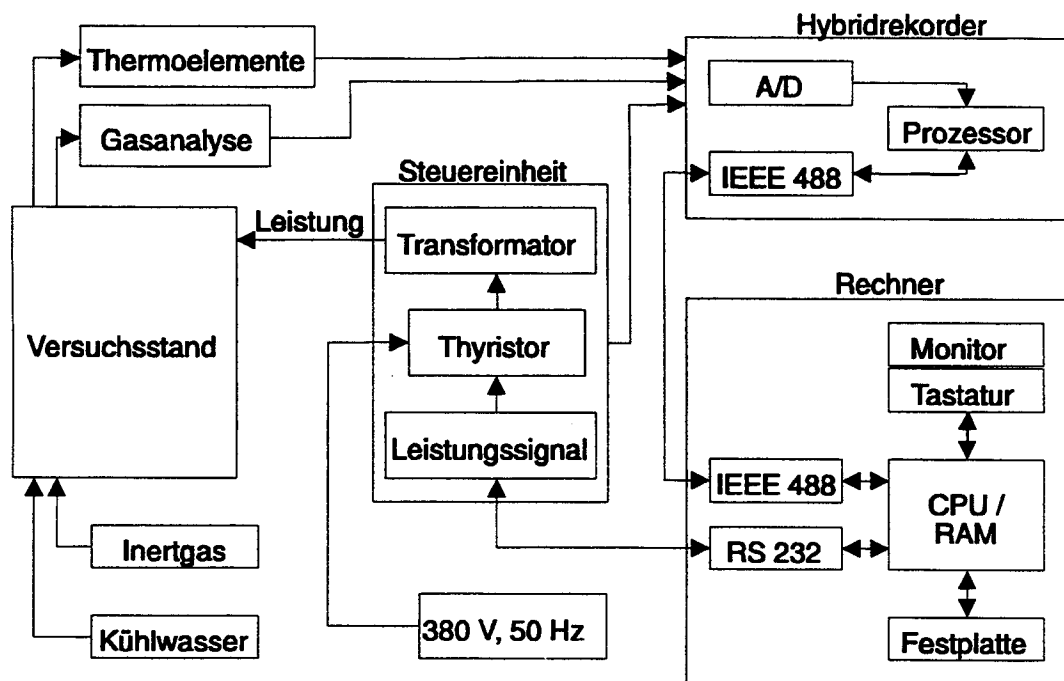


Abb. 4.3 Fließbild von Strömen und Daten

4.1.1 Ofenkonstruktion

Kugelschüttung, Isolationssysteme und Heizeinrichtungen sind in einem Eisenkörper angeordnet, dessen konstruktive Ausgestaltung von einem konventionellen Schachtofen abgeleitet ist /4.1/. In Abb. 4.4 ist ein Längsschnitt und eine Draufsicht des Versuchsstandes dargestellt. Der Eisenkörper besteht aus Baustahl St 37, ist gasdicht geschweißt und mit einem temperaturbeständigen Anstrich versehen. Auf der Außenseite des Ofens ist ein Berührungsschutzgitter angebracht. Kurz oberhalb des Ofenraumes ist der Behälter geteilt, so daß der Deckel zum Beladen und Instrumentieren abgenommen werden kann. Der Deckel ist dazu mit drei Deckelhebestützen versehen. Auf dem Deckel und am Boden sind jeweils zentral eine und radial verteilt drei Hauben angeordnet, die die Heizelementanschlüsse aufnehmen. Die Deckel dieser Hauben lassen sich für die Montage der Heizelemente abnehmen. Auf dem Deckel befinden sich außerdem drei Stutzen für das Durchführen von Thermoelementen in das Ofeninnere. Um einen Zugang an die Anlage auch von unten zu gewährleisten, ist der Versuchsstand auf drei 1m hohen Stützen angeordnet.

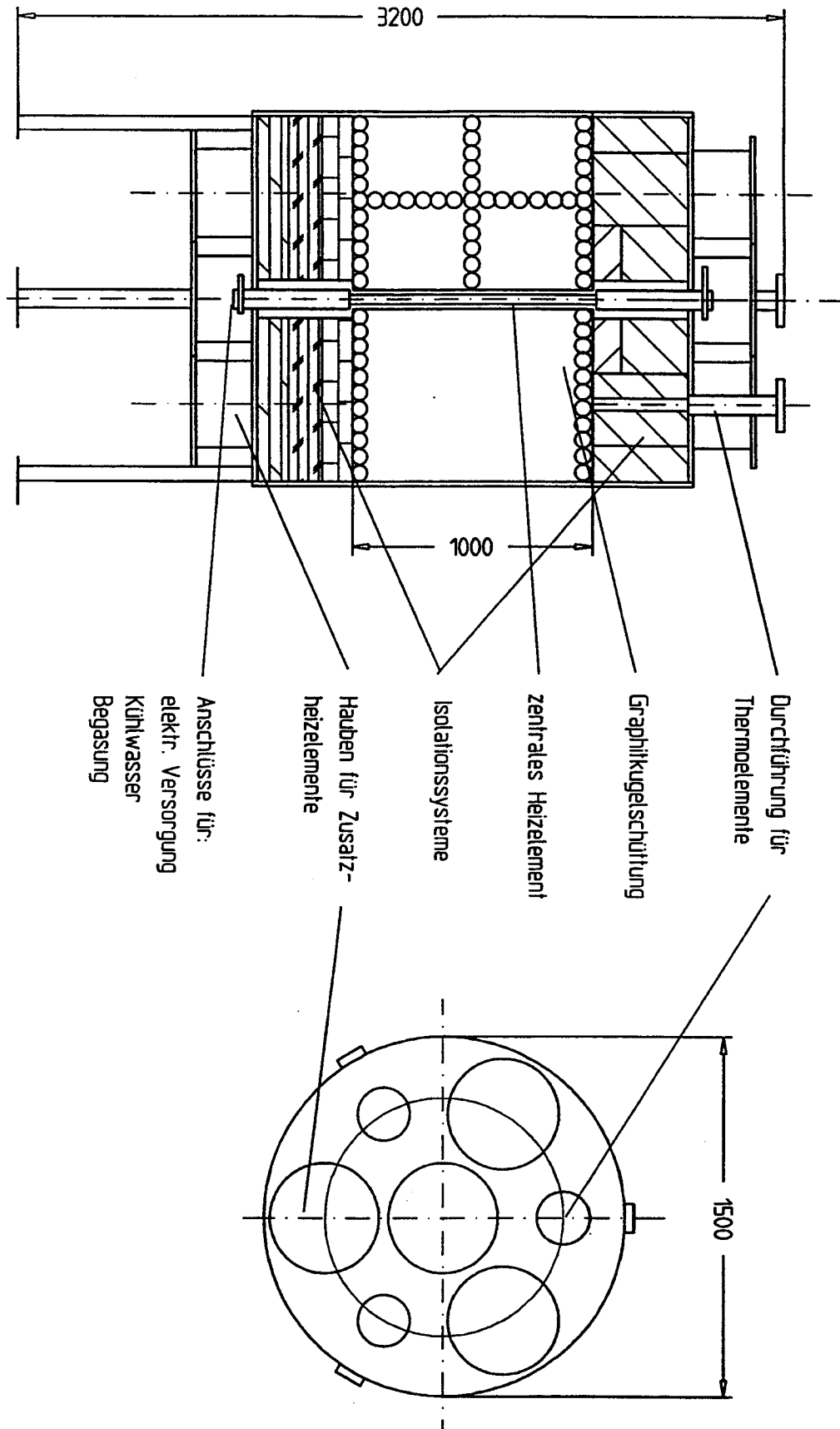


Abb. 4.4 Längsschnitt und Draufsicht Versuchsstand SANA I

Der Versuchsstand hat eine Gesamthöhe von 3,3 m und wiegt ohne Kugelschüttung ca. 2100 kg, wovon etwa 450 kg auf den Deckel mit der oberen Isolation entfallen. Die Kugelschüttung liefert ein zusätzliches Gewicht von 1900 kg.

4.1.2 Isolationssysteme

Um die axialen Verluste einzudämmen, ist sowohl im Deckel als auch im Bodenbereich eine 400 mm starke Isolationsschicht vorgesehen. Die eingesetzten Materialien müssen im Bereich des zentralen Heizelementes für eine Temperatur bis 1600 °C geeignet sein, das untere Isolationssystem muß zudem den Druck der Kugelschüttung aufnehmen. Darüberhinaus sollen die Materialien über gute Isolationseigenschaften verfügen.

Für die obere Isolation wurden Module, in Streifen geschnittene und verpreßte Matten, gewählt, die aus Aluminium-Silikat-Fasern mit einem zusätzlichen Anteil von 15 % Zirkon-Oxid bestehen, CERACHEM-Blanket /4.2/. Sie zeichnen sich neben hoher Temperaturbelastbarkeit und relativ geringer Wärmeleitfähigkeit durch geringes Gewicht aus. Die Module sind im Deckel eingebaut und können mit diesem zusammen abgehoben werden. Die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur findet sich im Anhang, Abb. C.3.

Die Bodenisolation ist als mehrstufiges Isolationssystem aufgebaut, die einzelnen Lagen sind eingepaßt jedoch nicht verklebt oder vermörtelt. Die obere Schicht (130 mm stark) besteht aus zwei Lagen Feuerleichtstein der Qualität RI 30 B mit einer Anwendungstemperatur bis 1650 °C /4.3/. Die Isoliersteine verfügen zwar über eine geringere Isolierwirkung als Fasermaterialien (vgl. Abb. C.4), sind jedoch wegen ihrer höheren Druckfestigkeit in der Lage, die Punktlasten der untersten Kugellage aufzunehmen und damit der Schüttung ein definiertes Auflager zu bieten.

Unterhalb der Isoliersteine befinden sich mehrere Schichten selbsttragender Faserplatten mit unterschiedlichen Anwendungstemperaturen /4.2/

- 3 Lagen Keramikfaserplatte CERAFORM 1000 (je 25 mm stark, bis 1430 °C)
- 3 Lagen Keramikfaserplatte CERABOARD 100 (je 25 mm stark, bis 1260 °C)
- 1 Lage Kalzium-Silikat-Platte THERMOSIL 1100 (50 mm stark, bis 1100°C)
- 1 Lage Kalzium-Silikat-Platte THERMOSIL 1000 (25 mm stark, bis 1000°C)
- 1 Lage Mineralfaserplatte GOSSLEROC GMP 150 (50 mm stark, bis 700°C).

Die Wärmeleitfähigkeiten der Materialien sind in Abb. C.5 aufgetragen.

Um die Heizelemente sowie die Thermoelemente durchzuführen, sind keramische Rohre in die Isolationssysteme eingepaßt.

4.1.3 Heizeinrichtungen

Um die der Nachwärmeproduktion im Störfall entsprechende Wärmemenge in die Kugelschüttung einzubringen, werden elektrische Widerstandsheizeinrichtungen eingesetzt, die die Schüttung senkrecht durchdringen. Obwohl die Wärmefreisetzung im Reaktor quasihomogen aus jeder einzelnen Kugel heraus erfolgt, wird für die Experimente zur selbsttätigen Nachwärmeabfuhr eine Anordnung von mehreren diskreten, über die Schüttung verteilten Heizelementen gewählt. Dies führt für das Temperaturfeld in der Schüttung zu lokalen Unstetigkeiten im Bereich der Heizelemente. Für die integrale Aussage des Demonstrationsexperimentes SANA II, daß eine vorgegebene Wärmemenge zeitlich verteilt in einem Schüttungsvolumen freigesetzt und abtransportiert werden kann, ohne dabei unzulässig hohe Temperaturen zu verursachen, spielen die lokalen Effekte eine untergeordnete Rolle. Bei den Experimenten SANA I sind sie Gegenstand der Untersuchung, vgl. Kap. 5.3. Auf einen Einsatz der Kugelschüttung als Widerstand für die Wärmeproduktion wird wegen des resultierenden sehr kleinen elektrischen Widerstandes des Schüttbettes und aus Isolationstechnischen Gründen verzichtet.

Für den Versuchsstand SANA I wird zunächst ein zentrales Heizelement mit einer Nennleistung von 20 kW verwendet. Für weitere Versuche werden zusätzlich azimuthal gleichmäßig verteilt auf einem Radius von 500 mm drei Heizelemente mit einer Nennleistung von je 10 kW eingebaut. Für den Druckentlastungsstörfall werden Temperaturen bis zu 1600 °C in den heißen Bereichen der Schüttung erwartet. Bei der Auslegung der Heizelemente muß eine zusätzliche Übertemperatur zwischen dem Heizstab und der ersten Kugel berücksichtigt werden. Als Material für die Heizelemente wird Graphit gewählt, der sich gegenüber keramischen Materialien durch eine sehr hohe Temperaturbelastbarkeit und eine gute Temperaturwechselfestigkeit auszeichnet. Der Nachteil der Korrosion in oxidierender Atmosphäre fällt in diesem Anwendungsfall nicht ins Gewicht, da bereits wegen der Graphitkugeln eine Inertisierung der Anlage erforderlich wird.

Eine zusätzliche Anforderung an die Heizelemente betrifft das Bauvolumen. Es wird eine schlanke Form angestrebt, um die Schüttung möglichst wenig zu stören. Eine gewisse Ordnung der regellosen Schüttung im Bereich der Heizstäbe ist allerdings unvermeidbar. Eine Erhöhung der Porosität muß daher bei der Auswertung der Meßergebnisse berücksichtigt werden.

Als Widerstand für das zentrale Element wird ein Graphitrohr mit Durchmesser 32 auf 22 mm und für die radialen Elemente von 20 auf 10 mm gewählt. Bei einer effektiven beheizten Länge von 1000 mm ergeben sich Oberflächenbelastungen von zentral 20 und radial 16 W/cm². Die Anschlußelektroden, die die Heizstäbe mit den elektrischen Anschlüssen oben und unten in den Hauben verbinden, sind als 80 mm starke Vollstäbe ausgeführt. Ihr Durchmesser stellt einen Kompromiß dar zwischen geringem Widerstand sowie möglichem Bauvolumen und Gewicht. Die Verbindung von Heizrohr und Anschlußelektrode ist für das zentrale Heizelement als Feingewinde und für die zusätzlichen radialen Heizstäbe als zylindrische Passung ausgeführt.

Als mechanischer Schutz und zur elektrischen Isolation gegen die Schüttung ist der Heizstab von einem abgesetzten Hüllrohr aus Graphit umgeben, vgl. Abb. 4.4. Der Durchmesser beträgt im Bereich der Schüttung für das zentrale Hüllrohr 85 auf 62 mm und für die radialen Hüllrohre 50 auf 37 mm, der Außendurchmesser der drei zusätzlichen Heizelemente ist somit kleiner als der Kugeldurchmesser. Der Heizstab ist in der unteren Haube durch eine Auflage axial festgelegt. Nach oben bleibt er für eine thermische Ausdehnung bei Erwärmung frei. Eine Berührung zwischen Heizstab und Hüllrohr wird durch eingelegte keramische Distanzstücke verhindert.

4.1.4 Elektrische Versorgung und Kühlung

Der Versuchsstand wird aus dem 380 V 50 Hz Drehstromnetz gespeist. Für jedes der Heizelemente ist eine eigene Versorgung vorgesehen. Jeder Kreis, ausgerüstet mit Schaltschütz und Sicherung, verfügt über einen kommunikationsfähigen Thyristor-Leistungssteller, der nach dem Phasenanschnittprinzip die Leistung regelt. Dazu können sowohl eine Leistungsbegrenzung als auch eine Strombegrenzung parameterisiert werden. Den Leistungssollwert erhält der Thyristor von einem vorgeschalteten Leistungsgeber, vgl. Abb. 4.3.

Zwischen Thyristor und Heizelement setzt ein Transformator die Spannung herab. Die maximalen sekundärseitigen Ströme betragen für das zentrale Heizelement 950 A und für die radialen Elemente 480 A. Die Transformatoren sind mit einer Spannungsreserve ausgelegt, um auch bei einer Erhöhung des Heizelementwiderstandes durch Korrosion die gewünschte Leistung übertragen zu können. Die Verbindung zwischen Transformatoren und Heizelementen erfolgt über mehrere parallele Kupferkabel, zentral 3 x 185 mm² und radial 3 x 120 mm². Sie enden an gasdichten und isolierten Durchführungen durch die Anschlußhauben. In den Hauben gewährleisten Kupferbänder, die die Enden der Anschlußelektroden des Heizstabes umschließen, einen guten Stromübergang.

Der elektrische Widerstand der Anschlußelektroden und die axiale Dissipation von Wärme im Heizelement führen zu einer Erwärmung auch der Enden des Heizstabes. Um die dort auftretenden Temperaturen auf ein für die Kupferanschlüsse dauerhaft verträgliches Maß zu beschränken, können die Hauben gekühlt werden. Dazu ist der Mantel der Hauben doppelwandig ausgeführt und kann mit Wasser durchströmt werden. Die einzelnen Hauben sind in dem offenen Kühlkreislauf parallel geschaltet, der maximale Durchfluß jeder Haube beträgt ca. 150 l/h. Der Rücklauf mündet drucklos im Abwasser.

4.1.5 Inertisierung

Im Nachwärmeabfuhrstörfall werden die höchsten Temperaturen für den Fall der Druckentlastung erwartet, vgl. Kap. 2. Zusätzlich kann das nach der Entlastung verbliebene Inventar des Betriebsmediums Helium durch von außen eindringende Luft verdrängt werden. Für die Experimente zur Nachwärmeabfuhr ist demnach ein Betrieb unter Normaldruck und entweder in einer Helium- oder in einer Luftatmosphäre angezeigt.

Die Bedingung des Betriebs unter Umgebungsdruck erleichtert sowohl den apparativen Aufwand als auch die betriebliche Handhabung der Experimente. Eine Versorgung der Anlage mit Helium aus Druckflaschen ist problemlos und zu vernünftigen Kosten möglich. Der Einsatz von Luft in der Apparatur verbietet sich jedoch wegen der bei höheren Temperaturen (ca. 650 °C) einsetzenden Korrosion der Graphitkugeln und der graphitischen Heizelemente. Daher wird Stickstoff als Ersatzmedium gewählt, dessen thermische Eigenschaften denen der Luft sehr nahe kommen.

Das Gas, das aus Druckflaschen bzw. Flaschenbündeln über einen Druckminderer entnommen wird, passiert einen Druckwächter, ein Nadelventil und einen Durchflußmesser und gelangt über ein Rohrleitungssystem zu den oberen Anschlußhauben. Vor jeder Haube sitzt ein Kugelhahn, mit dem der jeweilige Strang der Begasung abgeklemmt werden kann. Am Boden des Ofens münden sowohl in den Hauben als auch zwischen ihnen in der Isolation Rohrleitungen durch die das Gas austreten kann. Auch hier läßt sich jeder einzelne Auslaß mittels eines Kugelhahns absperren. Die Leitungen werden in einem Rohr gebündelt und das Abgas darin über Dach in die Atmosphäre geleitet.

Durch die verteilten Eintritts- und Austrittsöffnungen des Begasungssystems ist es möglich, einerseits die Anlage intensiv zu durchspülen, um Sauerstoff und Feuchtigkeit auszutreiben, wobei der maximale Spülgasdurchsatz bei 5000 l/h für Stickstoff liegt.

Andererseits besteht die Möglichkeit, im Betrieb lediglich die Heizrohre mit einem geringen Leckmassenstrom (50 l/h) zu umströmen, ohne das Fluid in der Schüttung durch eine Zwangskonvektion zu beeinflussen. Ein Leckmassenstrom ist erforderlich, um einen leichten Überdruck gegen die Umgebung zu halten und so das Eindringen von Luft sicher zu verhindern. Der Überdruck liegt dabei zwischen 20 und 35 mbar.

4.2 Meßtechnik

Die wesentlichen Ergebnisse aus den Experimenten zur selbsttätigen Nachwärmeabfuhr sollen aus der Messung von Temperaturgradienten und -transienten im Innern der Kugelschüttung und in den angrenzenden Strukturen bei unterschiedlichen Betriebsbedingungen abgeleitet werden. Einer leistungsfähigen Temperaturmeßtechnik und einem geeigneten Meßstellenplan kommt daher eine große Bedeutung zu. Da die Temperatenausgleichsvorgänge aufgrund der thermischen Trägheit des Systems sehr langsam ablaufen, beanspruchen die Versuchsfahrten jeweils mehrere Tage und Wochen. Um die anfallende Datenmenge beherrschen zu können, ist ein rechnergestütztes Meßdatenerfassungssystem erforderlich.

Neben den Temperaturen werden eine Reihe weiterer Meßwerte ermittelt und aufgezeichnet. Dabei handelt es sich einerseits um Parameter die ausschließlich für den Betrieb und die Überwachung der Anlage erforderlich sind. Dazu zählen

- der Ofendruck,
- der Bündeldruck sowie der Vordruck der Begasung,
- der Gasmassenstrom im Vorlauf,
- der Bypassmassenstrom, der der Gasanalyse zugeführt wird,
- die Meßwerte der Gasanalyse,
- der Kühlwassermassenstrom im Rücklauf,
- die Stellung der Kugelhähne des Begasungssystems.

Andere Werte werden der nachfolgenden Auswertung zugeführt. Es sind

- die Kühlwassermassenströme im Vorlauf zu den einzelnen Hauben,
- die Leistungen an den Istwertausgängen der Thyristoren.

Die einzelnen Komponenten der Meßtechnik werden im folgenden ausführlicher betrachtet.

4.2.1 Thermoelemente

Für die Temperaturmessung im Bereich bis 1200 °C finden Mantelthermoelemente vom Typ N nach DIN IEC 584 Verwendung. Es handelt sich dabei um eine Paarung Nicrosil/Nisil, die sich von herkömmlichen NiCr/Ni-Elementen (Typ K) durch einen in beiden Schenkeln erhöhten Anteil von Silizium sowie durch einen im positiven Schenkel auf 14,2 % gesteigerten Chromanteil unterscheiden. Die Thermopaarung Nicrosil/Nisil zeichnet sich durch eine gegenüber Typ K-Elementen deutlich verbesserte Driftbeständigkeit auch bei längeren Einsatzzeiten aus. Von Bailleul /4.4/ werden die unterschiedlichen Paarungen vor dem Hintergrund der wesentlichen Ursachen der Drift, Diffusion, Korrosion und Verfestigung vergleichend untersucht und die Vorteile von Typ N anhand von Anwendungen gezeigt.

Als Mantelwerkstoff für die Thermoelemente wird NICROBELL¹, eine Nickelbasislegierung verwendet. Die chemischen und thermomechanischen Eigenschaften sind denen der Thermodrähte sehr ähnlich, so daß Umwandlungsvorgänge und unterschiedliche thermische Ausdehnung nicht in nennenswerten Maßen auftreten. Ein Vergleich mit herkömmlichen Mantelthermoelementen, deren Mantel aus nichtrostendem Stahl oder INCONEL² gefertigt ist findet sich in /4.5/ und /4.6/. Durch einen Anteil von Niob wird eine hohe Temperaturbeständigkeit erreicht, der Schmelzpunkt der Legierung liegt bei 1420 °C. Bei Raumtemperatur verfügt das Material über gute Zähigkeits- und Festigkeitswerte, was für das Verlegen im Versuchsstand von Bedeutung ist. Die guten Oxidationseigenschaften durch einen Anteil von Silizium und Magnesium spielen bei der Anwendung in inerter Atmosphäre eine untergeordnete Rolle. Zusätzlich zu der Legierung NICROBELL B ist seit kurzem ein Typ C verfügbar, der sich mit einem erhöhten Anteil von 24 % Chrom für einen Einsatz in karbonisierender Umgebung besonders eignet /4.7/. Beide Typen kommen in den Versuchen SANA I zur Anwendung.

Zur elektrischen Isolation von Thermodrähten und Mantel wird Magnesiumoxid-Pulver eingesetzt. Die Elemente werden im Versuchsstand in Durchmessern von 1,5, 3 und 4,5 mm verwendet. Die kurzfristig zulässigen maximalen Temperaturen liegen bei 1050 °C für den dünneren Mantel und von 1150 °C für die dickeren Elemente. Die Thermoelemente sind 1,5, 2,0 und 3,0 m lang und jeweils mit einer 10 m langen Ausgleichsleitung zum Anschluß an die Meßdatenerfassung versehen.

¹ NICROBELL ist ein Warenname der Nicrobell Pty Ltd.

² INCONEL ist ein Warenname der INCO Alloys Gruppe

Für den Bereich hoher Temperaturen werden Thermoelemente der Paarung Molybdän 5% Rhenium / Molybdän 41% Rhenium verwendet. Diese werden für den Versuchsstand aus den beiden unterschiedlich legierten, 0,5 mm dünnen Drähten konfektioniert und an der Meßstelle durch Elektronenstrahlschweißen verbunden. Mittels Zweilochkapillaren und Helmperlen aus hochreinem Aluminiumoxid werden sie durch die Schüttung geführt und isoliert. Die Duktilität der Drähte bei Raumtemperatur ist vergleichsweise gering, so daß die Elemente bei der Herstellung und beim Verlegen im Versuchsstand mit äußerster Vorsicht behandelt werden müssen. Die MoRe-Elemente weisen eine Temperaturbelastbarkeit bis 2000 °C auf und verhalten sich in einer reduzierenden Atmosphäre stabil /4.8/. Die Thermodrähte werden bis zu einer Vergleichsstelle außerhalb des Ofens verlegt und von dort mit Kupferleitungen bis zur Meßdatenerfassung verlängert. Die Temperatur der Vergleichsstelle wird mit einem PT100 Widerstandselement ermittelt, um eine spätere Kompensation der Thermospannung in der Meßdatenverarbeitung zu ermöglichen.

Als zusätzliches Thermoelement wird bei den Versuchen im hohen Temperaturbereich ein 1,6 mm starkes Mantelement Typ W (W5%Re/W26%Re) eingesetzt, dessen Mantel aus Tantal besteht. Dieses Element ist maximal bis 2200 °C belastbar.

Für die Schüttung werden die Feststofftemperaturen im Inneren der Kugeln gemessen. Dazu wird die Kugel bis zur Mitte auf den Durchmesser des Thermoelementes aufgebohrt und dieses in die Bohrung eingepreßt. Weitere Thermoelemente werden am Schutzrohr der Heizelemente, zwischen den Isolationsschichten und außen am Behälter sowie im Vorlauf und im Rücklauf der Haubenkühlung angebracht.

4.2.2 Gasanalyse

Die Gasanalyse dient zur Überwachung der Ofenatmosphäre, um eine übermäßige Korrosion der Heizelemente und der Graphitkugeln zu verhindern. Die Oxidation des Graphits kann durch Sauerstoff und Feuchtigkeit hervorgerufen werden. Im Abgas werden daher der Gehalt an O₂, CO und CO₂ sowie der Taupunkt mit kontinuierlich arbeitenden Meßgeräten ermittelt.

Vor dem Anfahren der Anlage wird die beim Beladen eingeschlossene Luft durch Spülgas weitgehend verdrängt. Beim Aufheizen setzen die Isolationsmaterialien jedoch nennenswerte Mengen an adsorbiertem Sauerstoff und Wasserdampf frei, so daß auch während des Betriebs mit einer Kohlenstoffumsetzung gerechnet werden muß. Die im Leckagebetrieb mit einem Gasdurchsatz von 50-200 l/h höchstens tolerierte CO-Konzentration wird auf 0,5 vol% festgelegt.

4.2.3 Meßdatenerfassungsgeräte und Rechner

Die Thermoelemente werden an einen 60-Kanal Hybridrekorder angeschlossen, der über eine eingebaute Vergleichsstelle verfügt. Die Thermospannungskennlinien für eine Reihe gängiger Paarungen, darunter Typ N und Typ W sind in dem Gerät integriert. Es ist in der Lage, die gemessenen Thermospannungen in °C umzurechnen und auf dem Display und dem eingebauten Druckwerk auszugeben. Für die MoRe-Elemente erfolgt im Hybridrekorder zunächst nur eine Erfassung der Thermospannung sowie der externen Vergleichsstellentemperatur über ein PT100 Widerstandselement. Die maximale Abtastrate des Rekorders liegt bei 2 Sekunden. Ein weiterer Hybridrekorder mit 30 Kanälen steht zur Verfügung, um die analogen Ausgänge der Gasanalysegeräte sowie die Istwertausgänge der Thyristoren abzutasten. Dieser Rekorder arbeitet mit einer maximalen Scanrate von 30 Kanälen in 6 Sekunden.

Die Rekorder sind jeweils mit einer parallelen IEEE 488 Schnittstelle ausgerüstet und darüber mit einem Personal Computer, der ebenfalls über eine IEC-Bus-Schnittstelle verfügt, zum bidirektionalen Datenaustausch befähigt. Die vom Rechner empfangenen Meßwerte können auf der eingebauten Festplatte gespeichert werden. Über eine serielle RS 232 Schnittstelle ist der Rechner mit dem Leistungsgeber (vgl. Kap. 4.3) verbunden. Der Computer kann darüber zur Steuerung der Heizeinrichtungen verwendet werden. Für die Einbindung der Meßhardware in den Versuchsstand vergleiche Abb. 4.3.

4.2.4 Meßdatenerfassungs- und Auswertungsprogramm

Auf dem Rechner ist ein kommerzielles Softwarepaket zur Meßdatenerfassung (Programmteil DAGO) und zur Meßdatenverarbeitung und Dokumentation (Programm DIA) installiert /4.9/.

Mit dem Programm DAGO werden über die parallele Schnittstelle die Hybridrekorder ausgelesen und die Meßwerte in eine der jeweiligen Meßaufgabe angepaßte Datenmatrix abgelegt. Dabei kann eine beliebige mathematische Verknüpfung vorgenommen werden, beispielsweise im Fall der MoRe-Thermospannung die Kompensation mit der Vergleichsstellentemperatur. Eine Online-Grafik stellt die Meßwerte auf dem Bildschirm dar. Die Häufigkeit der Speicherung auf die Festplatte kann über eine Gradientenbedingung an die Änderung einzelner Meßwerte gekoppelt werden. Damit werden bei Langzeitmessungen unübersichtliche Datenfluten verhindert, ohne auf eine hohe zeitliche Auflösung von schnelleren transienten Vorgängen zu verzichten.

Der Programmteil DIA stellt ein leistungsfähiges Instrument zur Darstellung und Analyse der Meßdaten dar. So können beliebige Meßwerte in ihrem zeitlichen Verlauf oder über dem Ort aufgetragen werden. Auch eine perspektivische Darstellung der Temperaturmeßpunkte über dem Ofenlängsschnitt zu einem bestimmten Zeitpunkt ist möglich. Mathematische Verknüpfungen der Meßwerte können in sogenannten Autosequenzen abgelegt werden und stehen dann für die gleichartige Analyse von zum Beispiel stationären Temperaturfeldern auf Tastendruck zur Verfügung. Die Datensätze können beliebig zusammengefügt, reduziert und ausgedruckt werden.

4.3 Steuerungstechnik

Die Bedienung der Versuchsanlage erfolgt im wesentlichen manuell durch die Experimentatoren. Wegen der langsamen Ausgleichsvorgänge des thermodynamisch trägen Systems nehmen die Versuchsfahrten mehrere Tage und Wochen in Anspruch, so daß neben der Überwachung der Anlage (vgl. Kap. 4.5.2) auch die Steuerung automatisiert werden kann. Die Ansteuerung der Thyristoren erfolgt entweder über Sollwertgeber am Schaltschrank oder aus dem Meßdatenerfassungsprogramm heraus.

4.3.1 Leistungsgeber

Die Sollwertvorgabe für das zentrale Heizelement erfolgt mit einem einzelnen und für die drei radialen Heizelemente über einen gemeinsamen Leistungsgeber. Bei den Geräten, die in den Schalttafeln eingelassen sind, handelt es sich um Temperaturregler, deren Regelverhalten überbrückt wird. An ihrem Display können die Sollwerte in Prozent manuell eingegeben werden. Diese werden über einen analogen Ausgang an die jeweiligen Eingänge der Thyristoren übertragen. Zeigerinstrumente stellen den Leistungswert an der Schalttafel dar. Somit ist die Anlage auch ohne rechnergestützte Meß- und Steuerungstechnik zu betreiben.

4.3.2 Ansteuerung aus dem Meßdatenerfassungsprogramm

Die Leistungsgeber sind zusätzlich mit einer seriellen RS 232 Schnittstelle ausgerüstet und darüber mit dem Computer verbunden. Es besteht somit die Möglichkeit, die Leistungssollwerte für die Heizelemente softwareseitig vorzugeben. Dieses wird einerseits verwendet, um einzelne Meßgrößen zu überwachen und bei Überschreiten eines vorgegebenen Wertes die Leistung zu reduzieren. Andererseits besteht die Möglichkeit, beliebige Sollwertverläufe im Programm abzulegen und diese dann vom

Rechner gesteuert nachzufahren. So kann beispielsweise die Abklingkurve der Nachzerfallswärme umgesetzt werden, um den Nachwärmeabfuhrstörfall zu simulieren.

Als weitere Option ermöglicht das Programm DAGO die Implementierung von Regelalgorithmen. Einzelne Meßwerte werden als Istwerte betrachtet, mit gesetzten Sollwerten verglichen und über PID-Glieder mit vorgegebenen Parametern zu Stellgrößen umgerechnet. Auf diese Weise ist es möglich, das Temperaturprofil in der Schüttung auf ein gewünschtes Niveau einzuregeln, um zum Beispiel von dort aus eine Leistungstransiente einzuleiten.

4.4 Umwandlung von elektrischer in thermische Energie

Durch Anlegen einer Spannung U an einen ohmschen Widerstand R fließt ein Strom der Größe I . Die dabei irreversibel freigesetzte Joulsche Wärme beträgt RI^2 und ist gleich der elektrischen Energie UI , die der Spannungsquelle entzogen wird. Für den Fall einer Wechselspannung sind die Effektivwerte von Strom und Spannung einzusetzen.

4.4.1 Wärmefreisetzung am Heizelement

Der Heizstab, der als ohmscher Widerstand eingesetzt wird, besteht aus einem dünnen Graphitrohr, das an beiden Enden in Vollstäben aus Graphit als Anschlußelektroden gefaßt ist, vgl. Kap. 4.1.3. Es handelt sich also um eine Hintereinanderschaltung von Widerständen. Um die Wärmeproduktion in den Anschlußelektroden klein zu halten, wurde neben einer entsprechenden Dimensionierung des Querschnitts auch ein Graphitmaterial mit einem geringen spezifischen Widerstand gewählt. Er beträgt bei 0 °C für die Anschlußelektroden $6 \Omega\mu\text{m}$ und für das Heizrohr $11 \Omega\mu\text{m} / 4.10/$.

Bei der Ermittlung der Leistungsfreisetzung im Heizelement ist zusätzlich die Temperaturabhängigkeit des spezifischen Widerstandes zu berücksichtigen. Sie ist in Abb. 4.5 prozentual aufgetragen. Danach durchläuft der Widerstand bei etwa 500 °C ein Minimum. Diese Temperatur wird für das Heizrohr bereits bei kleiner Leistung überschritten, so daß dort mit einem positiven Temperaturkoeffizienten gerechnet werden muß. Für das Heizrohr führt dies zu einer etwa 5 %-tigen Leistungsüberhöhung der heißesten Zonen gegenüber den kälteren Enden an den Anschlußelektroden, die

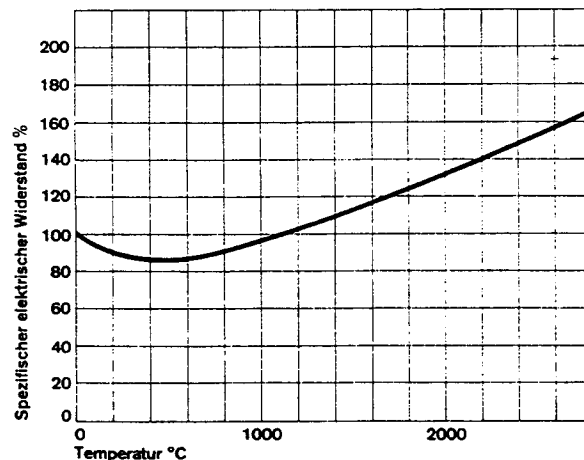


Abb. 4.5 Spezifischer elektrischer Widerstand von Graphit nach /4.11/

beim Übergang an das Schutzrohr durch Strahlung, Konvektion und Fluidleitung sowie durch Leitung im Heiz- und im Schutzrohr teilweise vergleichmäßig wird, so daß ein nahezu homogener Wärmestrom über das Schutzrohr in die umgebende Schüttung eintritt.

Unter Berücksichtigung der dargestellten Zusammenhänge entfallen für das zentrale Heizelement je nach Leistungsniveau und der sich ergebenden Temperaturverteilung etwa 94,5 bis 95,5 % der am Heizstab entbundenen Leistung auf das Heizrohr, die restlichen 5 % werden in den Anschlußelektroden freigesetzt.

4.4.2 Elektrische Verluste

Als elektrische Verluste werden diejenigen Leistungen bezeichnet, die vom Thyristor abgegeben werden und nicht am Heizstab, das heißt im Inneren der Versuchsanlage entbunden werden. Es sind zu nennen die Leitungsverluste in den Kupferkabeln vom Thyristor zum Transformator und vom Transformator zu den Anschlußelektroden, weiterhin Umwandlungsverluste im Transformator. Die Verluste sind bei bekannter Leitungslänge vom Quadrat des fließenden Stroms I abhängig und lassen sich wie folgt quantifizieren.

Für die Leitungsverluste vom Thyristor zum Transformator gilt mit dem Nennstrom $I_N = 85 \text{ A}$ für das zentrale Heizelement

$$P_V = 11 \text{ W} \left[\frac{I^2}{I_N^2} \right] \quad (4.1) .$$

Die Leitungsverluste vom Transformator zum Thyristor ergeben sich mit $I_N = 954 \text{ A}$ zu

$$P_V = 234 \text{ W} \left[\frac{I^2}{I_N^2} \right] \quad (4.2) .$$

Die Transformatorverluste setzen sich aus einem Leerlaufanteil P_0 und den Wicklungsverlusten P_W zusammen, wobei letztere von den Kurzschlußverlusten P_K , der Wicklungstemperatur T_W und dem fließenden Strom I abhängen. Es ergibt sich

$$P_V = P_0 + P_K \frac{(235 + T_W)}{310} \left[\frac{I^2}{I_N^2} \right] \quad (4.3) .$$

Für die Leerlaufverluste P_0 werden für den Transformator des zentralen Heizelementes 115 W und die der radialen Heizstäbe 90 W angegeben. Die Kurzschlußverluste betragen 630 W bzw. 455 W , die Wicklungstemperatur schwankt mit der Leistung zwischen 20 und 110 °C /4.10/.

Insgesamt ergeben sich damit für das zentrale Heizelement bei unterschiedlichen Nennleistungen die folgenden elektrischen Verluste

- 5 kW:	250 W	0,05 %
- 10 kW:	380 W	0,038 %
- 20 kW:	650 W	0,0325 %

Zusätzlich muß bei der Auswertung berücksichtigt werden, daß die als Sollwert vorgegebene Nennleistung nicht der tatsächlich vom Thyristor ausgegebenen Anschlußleistung entspricht. Diese liegt aufgrund der Regelcharakteristik des Thyristors geringfügig niedriger, wird jedoch als Istwert am Thyristor ausgegeben und über die Meßtechnik erfaßt und aufgezeichnet.

4.5 Sicherheitstechnische Überlegungen

4.5.1 Das Gefährdungspotential der Anlage

Der Hersteller hat die Anlage für eine Leistung bis zu 50 kW mit Zentraltemperaturen bis 1600 °C ausgelegt. Die einschlägigen Bestimmungen und VDI- bzw. VDE-Richtlinien wurden bei der Konstruktion berücksichtigt, so daß die Anlage unter Beachtung der Betriebsanleitung des Herstellers sicher betrieben werden kann /4.12, 4.13/.

Die Inbetriebnahme sowie die ersten Versuchsreihen zur Bestimmung der Anlagencharakteristik werden manuell bei ständiger Anwesenheit von Bedienungspersonal gefahren. Für sämtliche den Betrieb der Anlage betreffenden Belange bleibt die Betriebsanleitung des Herstellers bindend. Der Betrieb der Anlage ist lückenlos im Betriebsbuch zu dokumentieren.

Im folgenden sollen denkbare Ereignisabläufe betrachtet werden, die zu einer Gefährdung führen können, aber wegen ihrer geringen Relevanz in der allgemeinen Betriebsanleitung des Herstellers keine Berücksichtigung finden. Diese Überlegungen dienen dazu, über die sichere Betriebsfähigkeit der Anlage für die geplanten Versuche Rechenschaft abzulegen, und als Folge daraus Maßnahmen abzuleiten, die einen automatisierten Betrieb ohne Risiken ermöglichen.

Unfälle durch Einwirkung von Elektrizität können im Bereich der Ofenanlage wegen der niedrigen Spannung von 34 Volt ausgeschlossen werden.

Für Störungen an der Anlage kommen prinzipiell nur drei übergeordnete Bereiche in Betracht:

- Störung an der Heizeinrichtung
- Störung an der Kühleinrichtung
- Störung an der Inertisierungseinrichtung

a) Störung an der Heizeinrichtung

Die Anlage ist für einen Vollastbetrieb konzipiert, Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten sind im Rahmen der physikalischen Möglichkeiten des Ofens zulässig. Das

bedeutet Leistungssprünge beliebiger Höhe stellen keine Gefahr für die Heizeinrichtung oder die umgebenden Ofenstrukturen dar. Die Anlage ist für die bei Vollast erreichbaren Temperaturen von 1600 °C ausgelegt, eine Überhitzung ist demnach nicht möglich.

Störungen, die ihre Ursache in der Heizeinrichtung haben, können sich einerseits aus der Leistungselektrik im Schaltschrank und andererseits aus dem Heizelement und seinen Anschlüssen im Ofen ergeben. Bei der Elektronik kann es zu einer fehlerhaften Übermittlung von Leistungssollwerten oder zu Defekten im Thyristor kommen, die im ungünstigsten Fall zu einer Leistungsexkursion auf Vollast führen. Die Anlage ist für den Vollastbetrieb ausgelegt, so daß für diesen Fall weder eine Beschädigung der Anlage noch eine Gefährdung für Bediener und Umgebung möglich ist.

Störungen am Heizelement (Bruch des Heizstabes) oder seinen Anschlüssen führen zu einem Kurzschluß, der wegen der geringen Spannung von 34 Volt keine Gefährdung für die Anlage oder die Bediener darstellt.

Störungen am Heizelement durch Korrosion haben ihre Ursachen im Bereich der Kühlung oder der Begasung und werden dort betrachtet.

b) Störung an der Kühleinrichtung

Die Kühleinrichtung dient dazu, den Bereich der Anschlußelektroden der Heizelemente im Betrieb vor unzulässiger Erwärmung zu schützen. Störungen sind denkbar im Schlauch- und Rohrleitungssystem außerhalb des Ofens sowie im Bereich der Hauben innerhalb des Ofenmantels. Ein Ausfall der Kühlung führt zu einer Erwärmung der Anschlüsse des Heizstabes. Dies kann abhängig von der eingestellten Ofenleistung zu einer unzulässigen Verformung der Anschlüsse führen. Eine Gefährdung der Bediener ist ausgeschlossen.

Der Abriß eines Kühlschlauches resultiert neben dem eben betrachteten Ausfall der Kühlung in einem Ausbringen von Wasser in der Experimentierfläche. Der dadurch hervorgerufene Schaden ist durch den geringen Kühlwassermengenstrom begrenzt. Das Kontrollpersonal hat in diesem Fall die Wasserversorgung zu schließen und die Heizeinrichtung abzuschalten, um eine Überhitzung der Anschlüsse zu vermeiden. Die Gefährdung des Personals durch möglicherweise auf die warme Ofenwand laufendes und dort verdampfendes Kühlwasser ist ausgeschlossen. Durch den geringen Massenstrom sowie den Berührschutz außen am Ofen wird die Dampfbildung räumlich stark begrenzt.

Für den Fall, daß Kühlwasser durch die dichtgeschweißten Hauben in den Ofen eindringen sollte, kommt es zu einem Druckanstieg im Ofenraum, der durch die Überdruckschutzeinrichtung abgebaut wird. Das verdampfende Wasser sowie die Reaktionsgase aus einer Korrosion des Graphits werden über diese Schutzeinrichtung abgeblasen. Die umgesetzten Ströme sind klein (maximal 150 l/h Kühlwasserstrom pro Haube), so daß die Folgen eines solchen Wassereintruchs lokal begrenzt bleiben.

c) Störungen an der Inertisierungseinrichtung

Die Heizelemente sowie die Kugelschüttung bestehen aus Graphit. Wegen der hohen Affinität von Graphit zu Sauerstoff muß der Ofen mit einer inerten Atmosphäre betrieben werden. Die Versorgung erfolgt aus Flaschenbündeln, die an das Begasungssystem angeschlossen werden. Leere Bündel werden bei Bedarf manuell gegen volle ausgetauscht. Die Anlage wird bei einem Druck von etwa 30 mbar betrieben.

Mögliche Störungen ergeben sich aus einem zu hohen oder einem zu niedrigen Gasdruck im Ofenraum. Ein zu hoher Ofendruck wird über eine Abblaseeinrichtung in Form einer Wasservorlage ausgeglichen. Ein zu niedriger Druck (unter 20 mbar) hervorgerufen durch Fehler in den gaszuführenden Armaturen oder durch Mangel an Restgas im Bündel wird durch einen Unterdruckgeber überwacht.

Für den Fall eines zu niedrigen Druckes besteht insbesondere bei einhergehender Abkühlung des Ofens die Gefahr des Eindringens von Umgebungsluft in den Ofenraum. Dies führt zu einer Oxidation der graphitischen Einbauten. Durch die entstehenden Reaktionsgase steigt der Ofendruck, so daß ein größerer Lufteintrag mit einer kontinuierlichen Umsetzung verhindert wird. Überschüssiges Gas wird durch die Überdruckschutzeinrichtung abgeblasen.

Bei extremen Störungen wie dem Eindringen von Umgebungsluft oder dem Einbruch von Kühlwasser in den Ofen kann es zur Beschädigung der Anlage kommen, eine Gefährdung von Personen ist jedoch ausgeschlossen.

4.5.2 Schutz- und Überwachungseinrichtungen

Die Versuchsanlage ist mit einer Reihe von Kontrolleinrichtungen versehen, die nicht nur einen sicheren Betrieb gewährleisten sondern auch zulassen, die Anlage über Nacht und am Wochenende ohne Betriebspersonal zu betreiben. Dies ist wegen der Trägheit der im Versuch betrachteten Vorgänge unumgänglich.

Die Heizkreise sind mit einer Fehlerstromüberwachung ausgestattet, die einen Kurzschluß an der Schalttafel anzeigt. Diese Störung kann insbesondere durch einen Bruch des Heizelementes hervorgerufen werden.

Der Ofendruck wird nach oben durch die Wasservorlage begrenzt, die bei Erreichen eines eingestellten Druckes Gas aus dem Ofen in die Abgasleitung abbläst. Ein zu niedriger Ofendruck läßt einen Druckwächter ansprechen, der einen Alarm auslöst und die Heizungen abschaltet.

Der Kühlwasserkreislauf wird durch Strömungswächter im Rücklauf kontrolliert. Sinkt der rückfließende Massenstrom hervorgerufen durch Leck unter einen vorgegebenen Schwellwert, springt ein Relais an und schaltet nach einer Verzögerungszeit die Heizeinrichtungen aus. Ein Magnetventil sperrt in diesem Fall den Wasserzulauf ab.

Die genannten Schutzeinrichtungen sind im Betrieb ständig aktiviert. Darüberhinaus besteht über das Meßdatenerfassungsprogramm DAGO (vgl. Kap. 4.2.4) die Möglichkeit, einzelne Meßgrößen zu überwachen. Werden bestimmte Grenzwerte überschritten, so kann über die Leistungssteuerung eine Abschaltung oder Reduktion der Heizleistung eingeleitet werden. Diese Form der Überwachung wird verwendet, um die CO-Konzentration im Abgas zu begrenzen oder um im hohen Temperaturbereich für Thermostoelemente ein Überschreiten der zulässigen Anwendungstemperatur zu verhindern.

5 Experimente SANA I

5.1 Versuchsprogramm

Bei den Experimenten im Versuchsstand SANA I stehen zwei wesentliche Aspekte im Mittelpunkt des Interesses. Zum einen sollen in dieser Apparatur die maßgeblichen Komponenten für das nachfolgende Demonstrationsexperiment SANA II erprobt werden. Dazu zählt der Test der Heizeinrichtungen unter Betriebsbedingungen und längeren Einsatzzeiten ebenso wie die Bewertung, inwieweit eine Nachbildung der Wärmeproduktion aus den Kugeln durch diskrete, in der Schüttung verteilte Heizelemente zulässig ist. Die Meßtechnik, auch für den Temperaturbereich oberhalb von 1200 °C gilt es zu erproben. Die Handhabung und die Betriebsführung für eine derartige Anlage soll ermittelt werden. Die Steuerung der Heizeinrichtungen zur Simulation des Störfalls kann im Versuchsstand SANA I etabliert werden. Die Steuerungstechnik kann ebenso wie die Meßtechnik und die Meßdatenerfassungs- und die Auswertungssoftware für das Demonstrationsexperiment übernommen werden.

Zum anderen stellt die Versuchsanordnung SANA I ein geeignetes Werkzeug zur Untersuchung des Wärmetransportes durch die Kugelschüttung des Hochtemperaturreaktors dar. An einer regellosen Schüttung aus Graphitkugeln der Originalgröße von 6 cm besteht die Möglichkeit, in einem halbtechnischen Maßstab Temperaturprofile unter stationären und transienten Bedingungen aufzunehmen. Die Versuchsergebnisse bieten sich für eine Validierung der für die Störfallrechnungen beim Reaktor eingesetzten Thermohydraulik-Programme an. Insbesondere die Anordnung mit einem zentralen Heizelement kann wegen der rotationssymmetrischen Geometrie mit Hilfe der Rechenprogramme exakt abgebildet und berechnet werden, vgl. Kap. 6.

Die Versuchsfahrten finden daher zunächst mit einem zentralen Heizelement statt. Nach einer Testfahrt ohne Beladung, die der Trocknung des Ofens sowie der Ermittlung der Anlagencharakteristik des leeren Ofens dient, wird die Anlage mit Graphitkugeln beladen. Die Kugelschüttung, die den Ofenraum ausfüllt, hat in der ersten Konfiguration Kontakt mit der radialen Behälterwand. Der Wärmeübergang erfolgt durch die Stahlwand an die umgebende Luft. Um den äußeren Wärmeübergangswiderstand zu erhöhen und damit das Temperaturniveau in der Schüttung anzuheben, kann zwischen Schüttung und Behälterwand eine radiale Isolationsschicht eingebracht

werden. Dies geschieht vor der nächsten Versuchsfahrt. Anschließend wird die Anlage mit den drei zusätzlichen, radial angeordneten Heizelementen nachgerüstet. Es finden Versuche zunächst ohne, später mit radialer Isolation statt, wobei insbesondere die unterschiedliche Verteilung der Leistung auf das zentrale und die radialen Heizeinrichtungen untersucht wird.

5.1.2 Vorgehen bei der Versuchsführung

Vor einer Versuchsfahrt wird der Ofen bei abgenommenem Deckel von oben manuell beladen. Die Graphitkugeln werden dabei lose aufgeschüttet und nicht geordnet. Der sich einstellende Lückengrad liegt zwischen 0,40 und 0,41 und ist damit geringfügig höher als die Porosität von 39 % einer unendlich ausgedehnten regellosen Schüttung. Bei dem Kugelmaterail handelt es sich um Elektrographit der Qualität AL 2-500. Die Leitfähigkeit des Materials ist von Binkle /3.24/ bestimmt worden.

Einzelne Kugeln werden mit Thermoelementen versehen und nach einem zuvor erstellten Instrumentierungsplan auf verschiedenen Ebenen in der Schüttung positioniert. Dabei sind für die Anordnung in der Schüttung nicht alle drei Raumkoordinaten frei. Die Meßkugel ordnet sich bestimmt durch die darunter und daneben liegenden Kugeln in den Schüttungsverbund ein, so daß nur einzelne stabile Lagepunkte möglich sind. Durch eine lokale Umverteilung der Schüttung ist es möglich, die Kugel in die angestrebte Position zu bringen, wobei die radiale Koordinate vor der axialen und diese wiederum vor der azimuthalen Koordinate bevorzugt ist. So wird eine stabile Lage bei möglichst kleinem Lagefehler erreicht. Die sich ergebende Lage wird vermessen. Das weitere Befüllen des Ofens erfolgt mit Vorsicht, um die darunterliegenden instrumentierten Lagen nicht zu verschieben.

Außer in der Schüttung werden Thermoelemente im Schutzrohr des Heizelementes, in den oberen und unteren Isolationsschichten, außen auf der Behälterwand sowie am Boden und am Deckel angebracht. Die Eintritts- und Austrittstemperatur des Kühlwassers wird ebenso überwacht wie die Umgebungstemperatur.

Der Deckel wird aufgesetzt, die Heizelemente werden angeschlossen, die Verbindungen für Spülgas, Abgas und Kühlwasser werden hergestellt und die Thermoelemente werden an die Meßtechnik angeschlossen. Danach wird die Anlage zunächst im kalten Zustand gespült, um die bei der Beladung eingedrungene Luft auszutreiben. Ist der Sauerstoffgehalt im Abgas unter 0,5 vol % gesunken, kann mit zunächst kleiner Leistung angefahren werden. Die Leistung wird im folgenden schrittweise bis zur Vollast gesteigert, wobei weiterhin regelmäßig durch die Isolation gespült werden

muß, da bei steigender Temperatur sukzessive adsorbierter Sauerstoff und Wasserdampf aus der Isolation und den Kugeln freigesetzt werden. Die Heizelemente werden durch die Schutzrohre gespült, um eine übermäßige Korrosion zu vermeiden.

Während der Versuchsfahrt werden am Heizelement abgestuft Leistungswerte eingestellt und das Einschwingen des Systems bis zur Stationarität abgewartet. Wegen der thermischen Trägheit der Anordnung dauert dieser Vorgang etwa 3-4 Tage. Ein stationärer Zustand ist erreicht, wenn sich sämtliche Temperaturen nicht mehr als 0,1K pro Stunde ändern. In der letzten Phase eines solchen Haltepunktes wird die Spülgaszufuhr auf ein Minimum gedrosselt, so daß der stationäre Punkt im Leckbetrieb aufgenommen wird.

Zwischen den einzelnen Leistungsstufen können beliebige Sprünge oder Rampen der Leistung gefahren werden, um so das dynamische Verhalten des Systems zu ermitteln. Darüberhinaus ist ein geregelter Betrieb möglich, um ein gewünschtes Temperaturniveau einzustellen, oder die Vorgabe einer abklingenden Leistungstransienten, um das Verhalten im Nachwärmeabfuhrstörfall zu simulieren. Die jeweiligen Versuchspunkte werden sowohl mit Stickstoff als auch mit Helium aufgenommen. Helium ist das im Reaktor eingesetzte Kühlmittel und Stickstoff repräsentiert eventuell im Störfall eingetretene Luft.

5.1.2 Auswertung und Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse

Die gemessenen Temperaturprofile werden graphisch dargestellt. Für die Anordnung mit zentralem Heizelement ist im stationären Fall eine Ermittlung der Wärmeflüsse auf der Basis eindimensionaler Transportansätze möglich. Daraus können Aussagen über die äußeren Übergangskoeffizienten und die in der Schüttung wirksame effektive Leitfähigkeit abgeleitet werden.

Eine direkte Übertragung der gemessenen Temperaturen auf den Reaktor ist nicht möglich. Zum einen verfügt die Apparatur SANA I nur über einen Durchmesser von 1,5 m, die Transportwege betragen also nur die Hälfte derer im Modul-Reaktor-Core. Der äußerere Wärmedurchgangswiderstand der umgebenden Reaktorstrukturen kann lediglich in Form der radialen Isolation substituiert werden. Weiterhin verfügen die hier verwendeten Graphitkugeln über eine höhere Wärmeleitfähigkeit als der Matrixgraphit der Brennelemente, was einen deutlichen Einfluß auf die effektive Leitfähigkeit der Schüttung hat, vgl. Kap. 3.3. Darüberhinaus können die Materialveränderungen, die sich aus einer Neutronenbestrahlung ergeben in einem derartigen, rein wärmetech-nischen Experiment nicht nachgebildet werden.

Eine Übertragung der Ergebnisse kann daher nur über den Umweg der numerischen Simulation verlaufen, vgl. Kap. 6. Ist man in der Lage, mit denselben Programmen, die für die Störfallsimulation beim Reaktor eingesetzt werden, die Experimente nachzurechnen, die mit gleicher oder ähnlicher Geometrie, bei gleichen oder ähnlichen Stoffwerten und im gleichen Temperaturbereich durchgeführt werden, bestätigt dies die Richtigkeit der Ergebnisse auch für die Störfallrechnungen.

5.2 Versuche mit zentralem Heizelement

Bei den ersten Versuchen wird nur das zentrale Heizelement mit einer maximalen Anschlußleistung von 20 kW eingesetzt. Die Durchführungen für die zusätzlichen Elemente sind in den axialen Isolationssystemen noch nicht ausgearbeitet, so daß sich das System, abgesehen von den zusätzlichen Anschlußhauben, die bereits vorhanden sind, als vollständig rotationssymmetrisch betrachten läßt.

5.2.1 Modell zur Auswertung der stationären Felder

Obwohl für die Experimente ein radialer Wärmetransport angestrebt wird, lassen sich Verluste durch die axialen Isolationssysteme nicht vermeiden. Für das Verständnis der sich ausbildenden Temperaturprofile und für die Quantifizierung der wärmetechnischen Transportparameter Leitfähigkeit und Übergangskoeffizient ist es erforderlich, die Verluste zu bestimmen. Es handelt sich bei der Anordnung mit dem zentralen Heizelement um ein zweidimensionales, wegen der temperaturabhängigen Stoffwerte nicht-lineares Problem welches mit Hilfe numerischer Verfahren vollständig gelöst werden kann, vgl. Kap. 6. Zusätzlich soll mit Hilfe eindimensionaler, abschnittsweise gemittelter und linearisierter Ansätze eine analytische Näherung für die Verlustwärmeströme aus den gemessenen Temperaturen bestimmt werden.

5.2.1.1 Ermittlung der Wärmeflüsse

Zunächst werden die wesentlichen Energieflüsse für die Versuchsanlage bilanziert, Abb. 5.1. Die Anschlußleistung P_{anschl} , die vom Thyristor abgegeben wird, erreicht abzüglich der elektrischen Verluste P_{el} im Transformator und in den Kabeln (vgl. Kap. 4.4.2) den Ofen und wird dort als Wärme freigesetzt

$$\dot{Q}_{\text{ofen}} = P_{\text{ofen}} = P_{\text{anschl}} - P_{\text{el}} \quad (5.1).$$

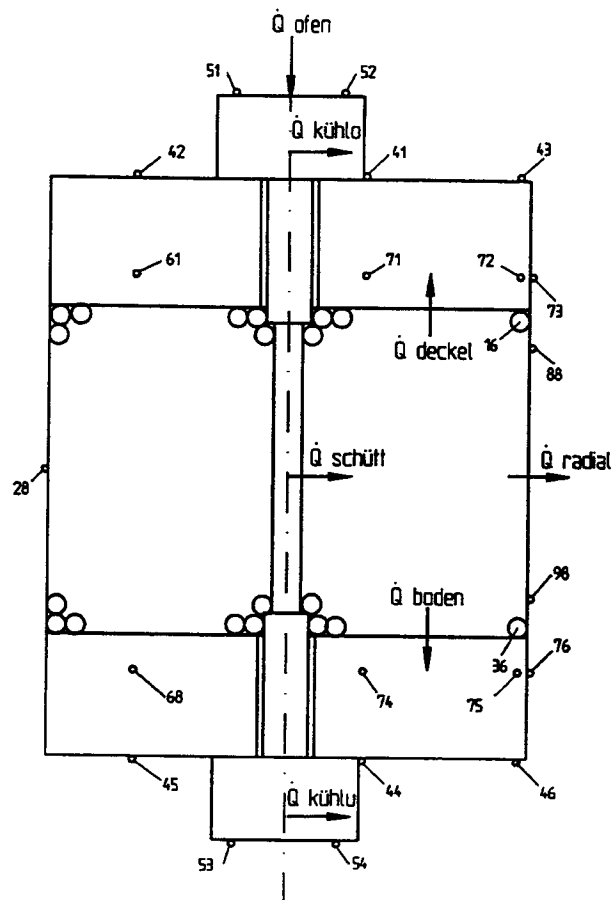


Abb. 5.1 Modell für die Ermittlung der Wärmeströme

Die über das Kühlwasser abgeführte Wärmemenge wird aus der Enthalpiedifferenz zwischen eintretendem und austretendem Massenstrom bestimmt

$$\dot{Q}_{\text{kühl}} = \rho \cdot \dot{V} \cdot c_p \cdot (T_{\text{aus}} - T_{\text{ein}}) \quad (5.2).$$

Für die Bilanzierung des Heizelementes wird angenommen, daß die in den Anschlußelektroden freigesetzte Wärme gleich der durch die Kühlung abgeführten ist. Aus den Elektroden tritt dann keine Wärme in die Isolation ein. Die Versuchsergebnisse rechtfertigen diese Annahme näherungsweise. Der in die Schüttung eintretende Wärmestrom läßt sich damit ermitteln zu

$$\dot{Q}_{\text{schütt}} = \dot{Q}_{\text{ofen}} - \dot{Q}_{\text{kühl ob}} - \dot{Q}_{\text{kühl un}} \quad (5.3).$$

Die Wärmebilanz für die Ränder der Schüttung lautet

$$\dot{Q}_{schütt} = \dot{Q}_{radial} + \dot{Q}_{deckel} + \dot{Q}_{boden} \quad (5.4).$$

Um die durch Boden und Deckel fließenden Ströme anzunähern, werden zwischen den Temperaturen in der Isolation und den korrespondierenden Wandtemperaturen Wärmestromdichten mit der Wärmeleitfähigkeit der Isolation bei der arithmetischen Mitteltemperatur bestimmt

$$\dot{q}'' = - \lambda \frac{\Delta T}{\Delta s} \quad (5.5).$$

Damit lassen durch Mittelung und abschnittweises Aufsummieren die gesuchten Wärmeströme errechnen

$$\dot{Q}_{deckel/boden} = \sum_i^n \frac{\dot{q}_i'' + \dot{q}_{i+1}''}{2} A_i \quad (5.6).$$

Der über die Mantelfläche austretende Wärmestrom \dot{Q}_{radial} ergibt sich aus Gl. 5.4.

5.2.1.2 Bestimmung wärmetechnischer Parameter

Aus den abschnittweise berechneten Wärmeströmen lassen sich bei Kenntnis der jeweiligen Umgebungstemperatur ohne weiteres lokale Wärmeübergangskoeffizienten α aus der Definitionsgleichung berechnen

$$\dot{q}'' = \alpha (T_{wand} - T_{umg}) \quad (5.7),$$

mit $\alpha = \alpha_{konv} + \alpha_{str}$ und $\alpha_{str} = c_{wu} (T_{wand}^4 - T_{umg}^4) / (T_{wand} - T_{umg})$.

Die lokalen Übergangskoeffizienten können über die Flächenverhältnisse für einen ausgedehnteren Bereich oder auch für die gesamte Oberfläche gemittelt werden.

Eine Näherung für die in der Schüttung wirksame effektive Wärmeleitfähigkeit, die nach (3.1) auch Strahlung beinhaltet, kann über folgende Beziehung erzielt werden,

$$\lambda_{eff} = \frac{\dot{Q}}{2 \pi L} \frac{\ln(r_2/r_1)}{T_1 - T_2} \quad (5.8).$$

Die Temperaturen werden auf halber Höhe der Schüttung gemessen. Es wird angenommen, daß der längenbezogene Wärmestrom \dot{Q} / L für die mittlere Ebene über dem Radius konstant ist. Um eine obere und eine untere Abschätzung für die effektive Leitfähigkeit zu erhalten, kann für den Wärmestrom $\dot{Q}_{schütt}$ oder \dot{Q}_{radial} nach (5.4) eingesetzt werden, ohne Annahmen über die axiale Dissipation machen zu müssen.

Um das Ausmaß einer sich in der Schüttung ausbildenden freien Konvektion zu quantifizieren, kann aus dem Verhältnis von insgesamt übertragenem $\dot{Q} / L = \dot{q}_{ges}$ und dem mit einer bei einer linear über dem Radius der Schüttung gemittelten Temperatur nach (5.8) bestimmten effektiven Leitfähigkeit transportierten Wärmestrom eine Nußelt-Zahl gebildet werden, wobei beide Wärmeströme einen Strahlungsanteil besitzen,

$$Nu = \frac{\dot{q}_{ges}}{\dot{q}_{stag}} = \frac{\dot{q}_{ges}}{2 \pi \lambda_{eff} \Delta T / \ln(r_a/r_i)} \quad (5.9).$$

Dabei besteht für die Nußeltzahl bei gegebener Schüttungsgeometrie und festem Betriebsdruck der funktionale Zusammenhang

$$Nu = f(Gr, Pr_m, Da) \quad (5.10 a),$$

mit der Grashof-Zahl (gebildet mit Radius der Schüttung r)

$$Gr = \frac{g r^3 \beta \Delta T \rho^2}{\eta^2} \quad (5.10 b),$$

der modifizierten Prandtl-Zahl

$$Pr_m = \frac{\lambda_f}{\lambda_{eff}} Pr \quad (5.10 c),$$

sowie der Darcy-Zahl für Kugelschüttungen bei laminarer Strömung, vgl /5.1/,

$$Da = \left[\frac{d_k}{r} \right]^2 \frac{1}{150} \frac{\varphi^3}{(1-\varphi)^2} \quad (5.10 \text{ d}).$$

5.2.2 Versuchsfahrten

Die erste Versuchskampagne findet mit leerem Ofen statt, um zunächst die axialen Isolationssysteme auszuheizen und dadurch von herstellungs- und lagerungsbedingt aufgenommenem Sauerstoff und Wasserdampf zu befreien. Die Ofenwand ist mit einer Faserisolation von innen verkleidet, um das Temperaturniveau anzuheben. Bei dieser Versuchsfahrt wird Stickstoff als Spülmedium verwendet. Stationäre Zustände werden für 10, 15 und 20 kW Leistung aufgenommen.

Anschließend wird die Anlage mit Graphitkugeln befüllt, eine radiale Isolation kommt nicht zum Einsatz. Zur Inertisierung werden erst Stickstoff, später Helium eingespült. Für 5, 10 und 20 kW wird die Leistung bis zum Beharrungszustand gehalten. Die stationären Punkte werden mehrfach angesteuert, um die Reproduzierbarkeit nachzuweisen. Zwischen den Leistungsstufen wird zumeist sprunghaft umgeschaltet.

Für die dritte Versuchsfahrt wird zwischen Kugelschüttung und radialer Ofenwand eine 5 cm starke Isolation aus biegsamen Aluminium-Silikat-Faserplatten eingebracht, um das Temperaturniveau anzuheben. Wiederum werden Fälle bei 5, 10 und 20 kW mit Stickstoff bzw. Helium stationär eingestellt. Das Inertgas wird mehrmals gewechselt, um dessen Einfluß auf die Temperaturfelder deutlich zu machen.

Im folgenden sind für die drei Versuchsfahrten mit dem zentralen Heizelement ausgewählte Temperaturfelder bei Vollast und einige transiente Übergänge dargestellt. Der jeweils verwendete Meßstellenplan ist abgedruckt. Zu den stationären Feldern wird das Temperaturfeld perspektivisch über einem Längsschnitt durch die Anlage aufgetragen. Um die absoluten Temperaturen besser vergleichen zu können, sind zusätzlich die radialen Temperaturprofile für drei Höhen in der Schüttung gezeichnet.

Die Wärmeflüsse sowie die wärmetechnischen Parameter werden nach dem in Kap. 5.2.1 beschriebenen Verfahren ermittelt. Die Verlustwärmeströme und die Wärmeübergangskoeffizienten werden für Deckel und Boden jeweils in axialer und in radialer Richtung getrennt berechnet. Die effektiven Wärmeleitfähigkeiten werden nach Gl. 5.8 für benachbarte Kugeln aus der mittleren Meßebeine im Innern der Schüttung sowohl mit der eintretenden ($\dot{Q}_{schütt} / L$) als auch mit der radial austretenden (\dot{Q}_{radial} / L) Wärmestromdichte nach (5.4) formuliert und über der jeweiligen Mitteltemperatur aufgetragen.

Für die transienten Verläufe werden ausgewählte Temperaturen über der Zeit geplottet, zusätzlich ist der Verlauf der Anschlußleistung in den Diagrammen dargestellt.

5.2.2.1 Leerer Ofen, radiale Isolation

Den Meßstellenplan für diese Versuchsfahrt zeigt Abb. 5.2. Temperaturen werden im Schutzrohr, innen im Ofenraum, vor und hinter der radialen Isolation, in den axialen Isolationen sowie außen auf der Behälterwand und im Kühlwasser gemessen.

In Abb. 5.3 a,b sind die Meßergebnisse für den stationären 20 kW Vollastfall dargestellt und in Bezug auf die Wärmestromverteilung und die äußeren Wärmeübergangskoeffizienten ausgewertet. Die Temperaturverteilung im Ofenraum zeigt nur geringe Gradienten in radialer und axialer Richtung, die Wärme wird im wesentlichen durch Strahlung übertragen. Die höchste Temperatur wird erwartungsgemäß am Schutzrohr auf halber Ofenraumhöhe gemessen. Von den am Schutzrohr freigesetzten 16,3 kW werden etwa 11,1 über die Mantelfläche abgegeben, die Differenz fließt durch die radiale Isolation ab. Der für den Mantel bestimmte Übergangskoeffizient liegt mit 18,7 $\text{W/m}^2\text{K}$ dicht bei dem nach VDI-Wärmeatlas für eine vertikale Fläche ermittelten und um einen Strahlungsanteil korrigierten Wert von 18 $\text{W/m}^2\text{K}$, /5.2/.

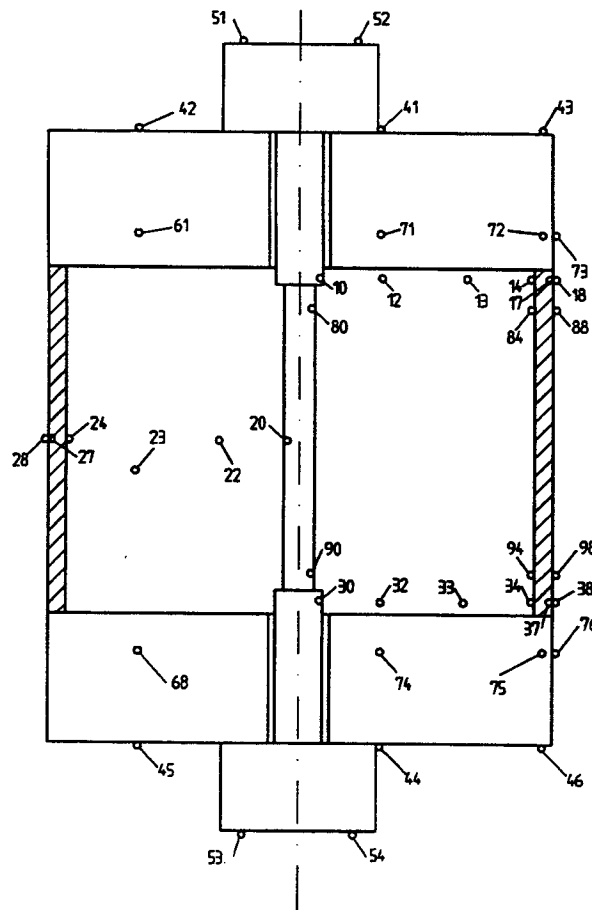


Abb. 5.2 Meßstellenplan leerer Ofen, radiale Isolation

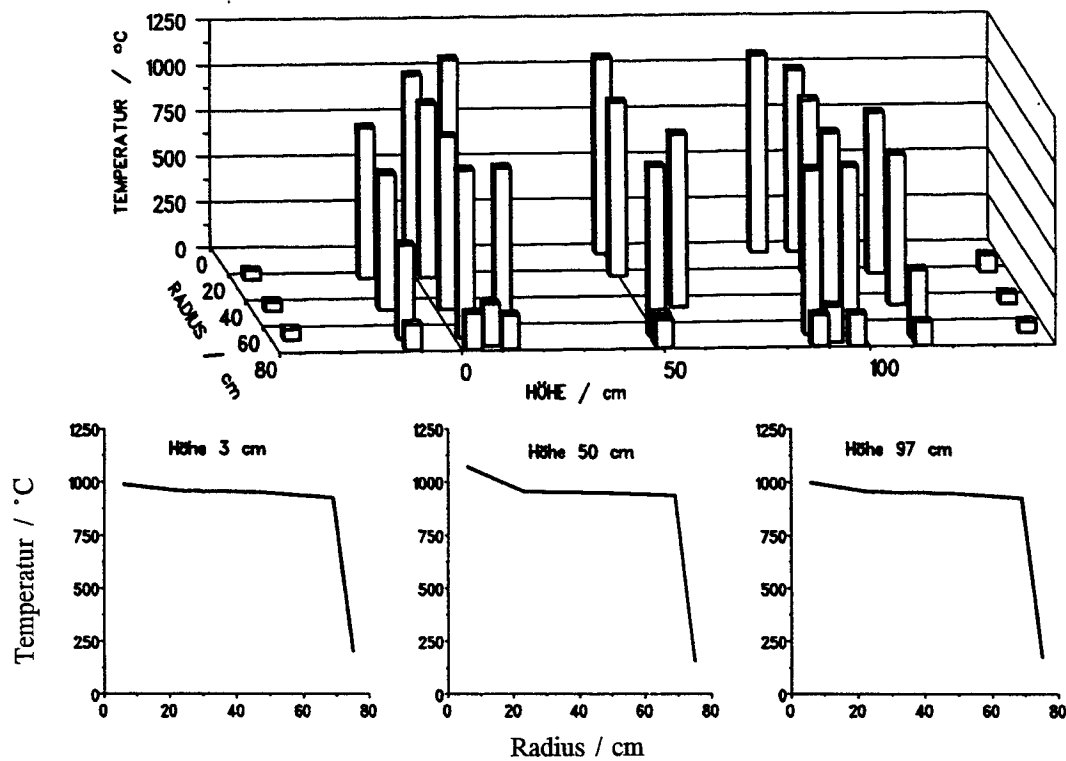


Abb. 5.3 a Temperaturfeld für 20 kW, Stickstoff, leerer Ofen, radiale Isolation

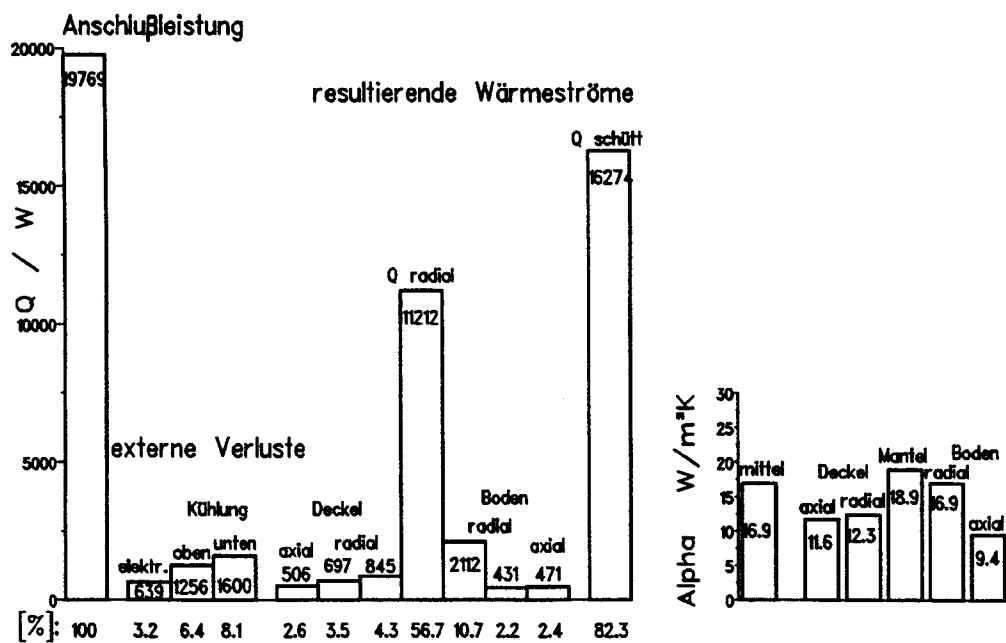


Abb. 5.3 b Verteilung der Wärmeflüsse und äußeren Übergangskoeffizienten für 20 kW, Stickstoff, leerer Ofen, radiale Isolation

5.2.2.2 Kugelschüttung, keine radiale Isolation

Den Meßstellenplan für die Versuche mit Kugelschüttung ohne radiale Isolation liefert Abb. 5.4. Die Bilder 5.5 und 5.6 zeigen bei Vollast die stationären Temperaturfelder und deren wärmetechnische Auswertung, das eine in Stickstoff- und das andere in Heliumatmosphäre. Die radialen Temperaturprofile verlaufen im Heliumfall wegen der besseren Wärmeleitfähigkeit flacher und weisen daher geringere Spitzentemperaturen auf. Die Verluste durch Isolation und Kühlwasser sind beim Helium etwa 1 kW größer. In beiden Fällen bildet sich eine axiale Temperaturschichtung in der Schüttung aus, was auf eine freie Konvektion schließen läßt. Sie ist bei Stickstoff deutlicher ausgeprägt.

In den Abbildungen 5.7 bis 5.10 sind für beide Gase transiente Temperaturverläufe für die mittlere Schüttungsebene wiedergegeben, die sich bei Leistungssprüngen von 10 auf 20 kW und umgekehrt ergeben. Zu erkennen sind dabei die insbesondere in den äußeren Schüttungszonen sehr langsamen Ausgleichsvorgänge.

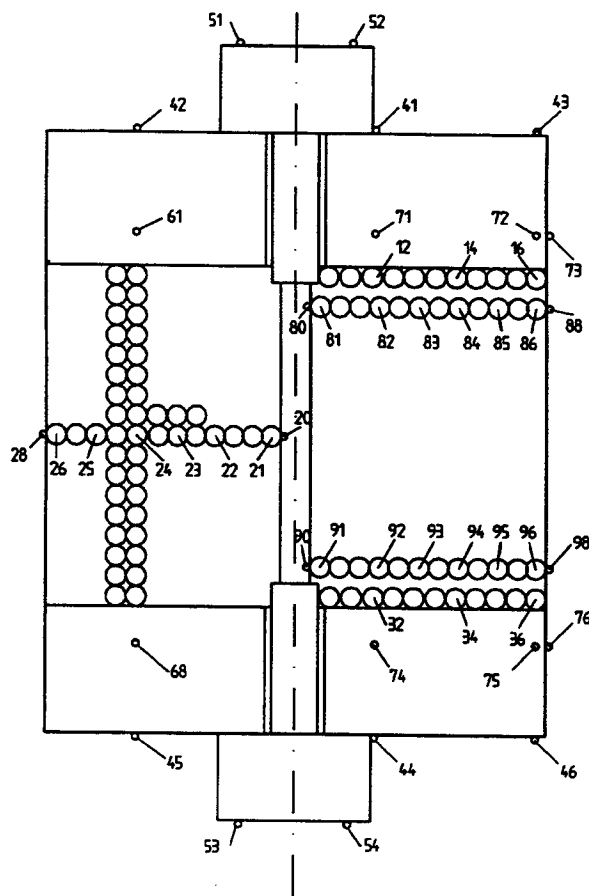


Abb. 5.4 Meßstellenplan Kugelschüttung,
keine radiale Isolation

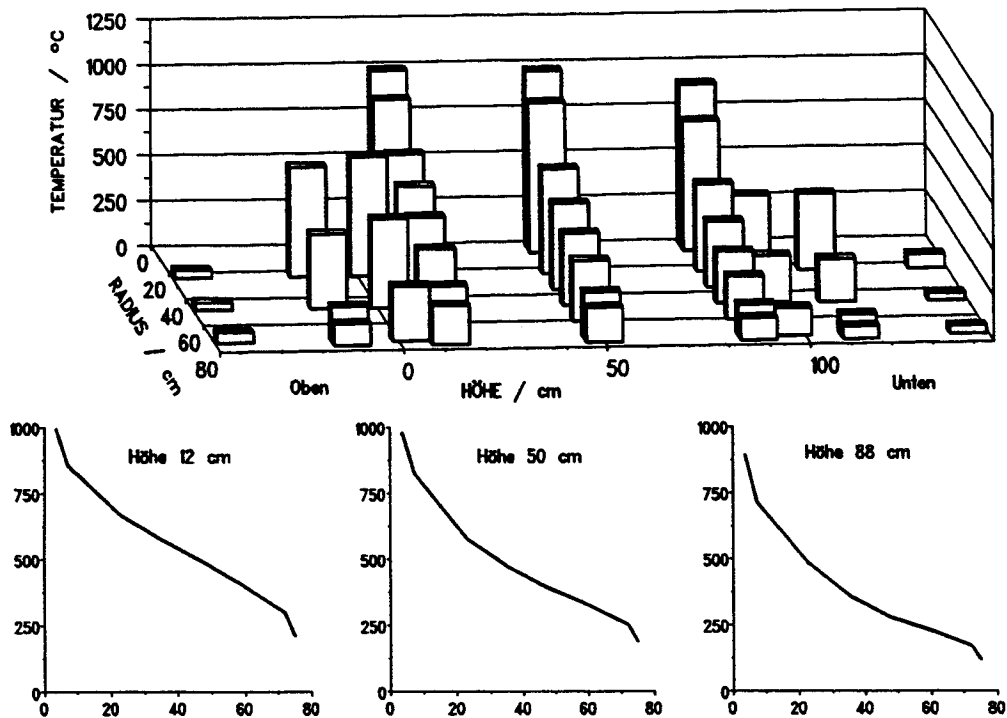


Abb. 5.5 a Temperaturfeld für 20 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

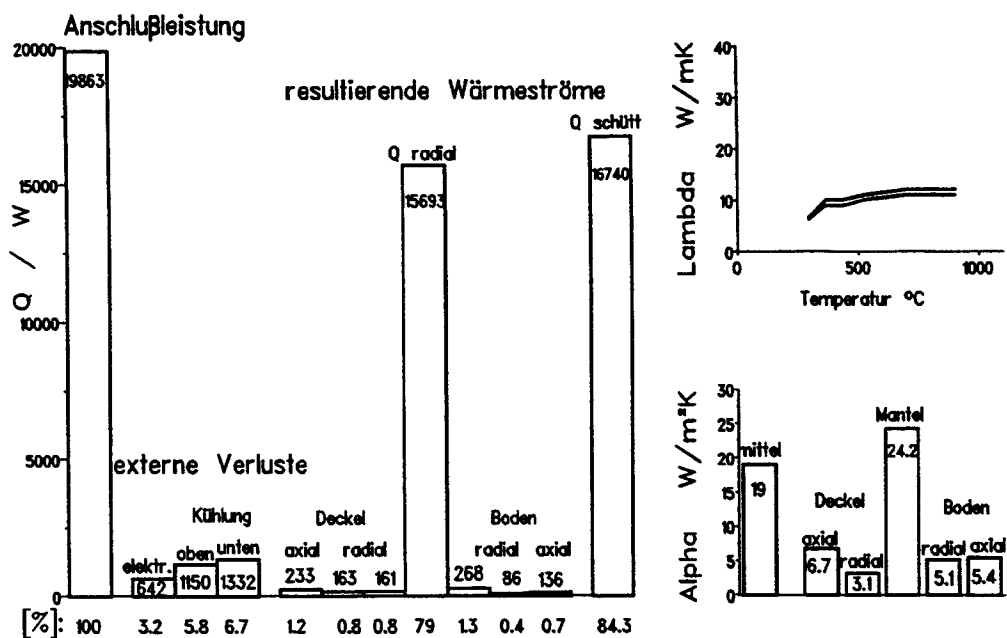


Abb. 5.5 b Verteilung der Wärmeflüsse und äußeren Übergangskoeffizienten für 20 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

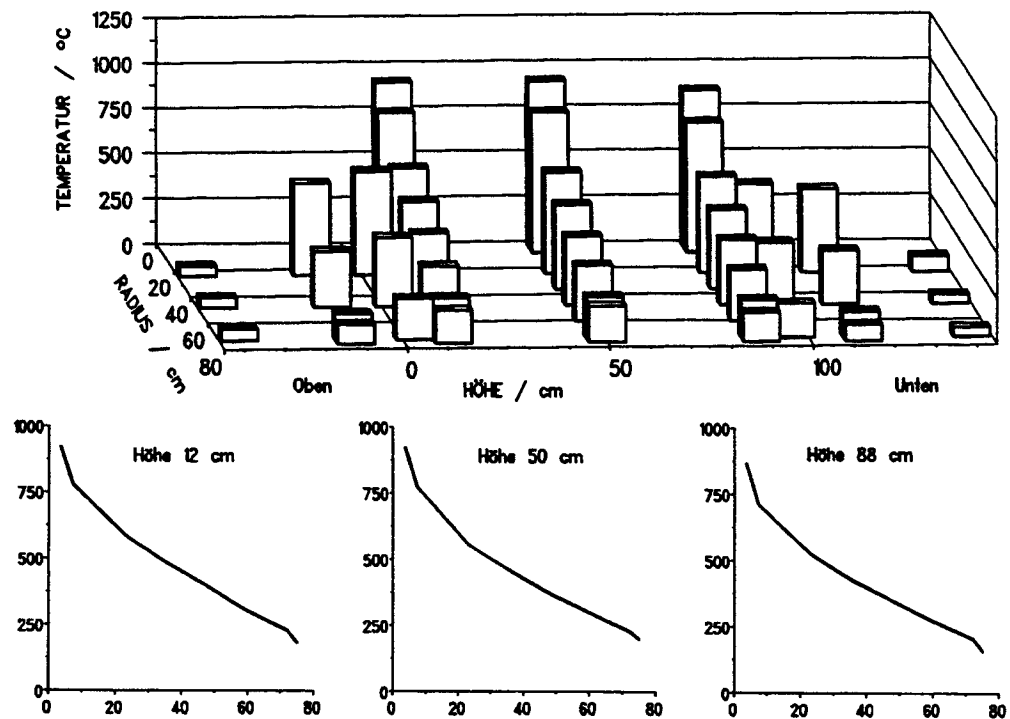


Abb. 5.6 a Temperaturfeld für 20 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

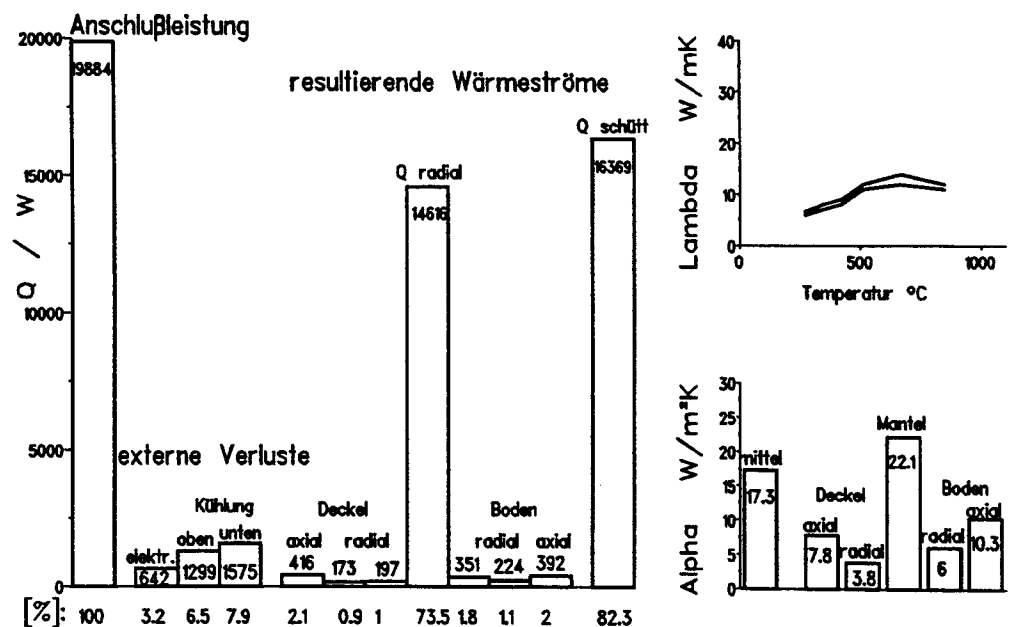


Abb. 5.6 b Verteilung der Wärmeflüsse und äußeren Übergangskoeffizienten für 20 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

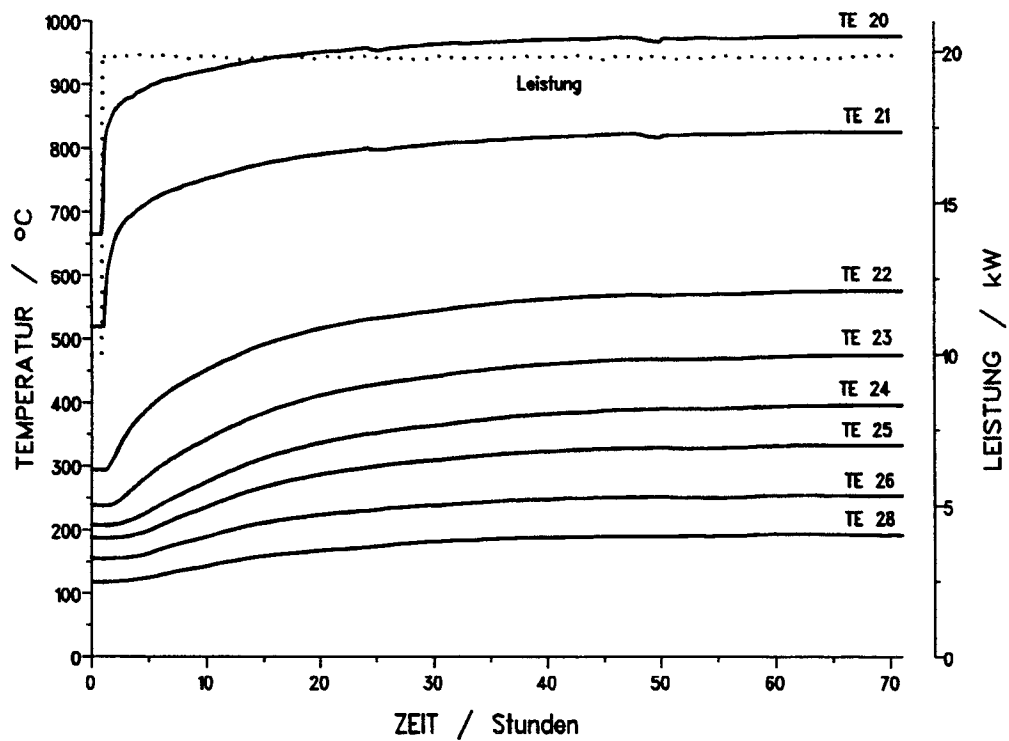


Abb. 5.7 Transiente Temperaturen bei Sprung von 10 auf 20 kW, Stickstoff

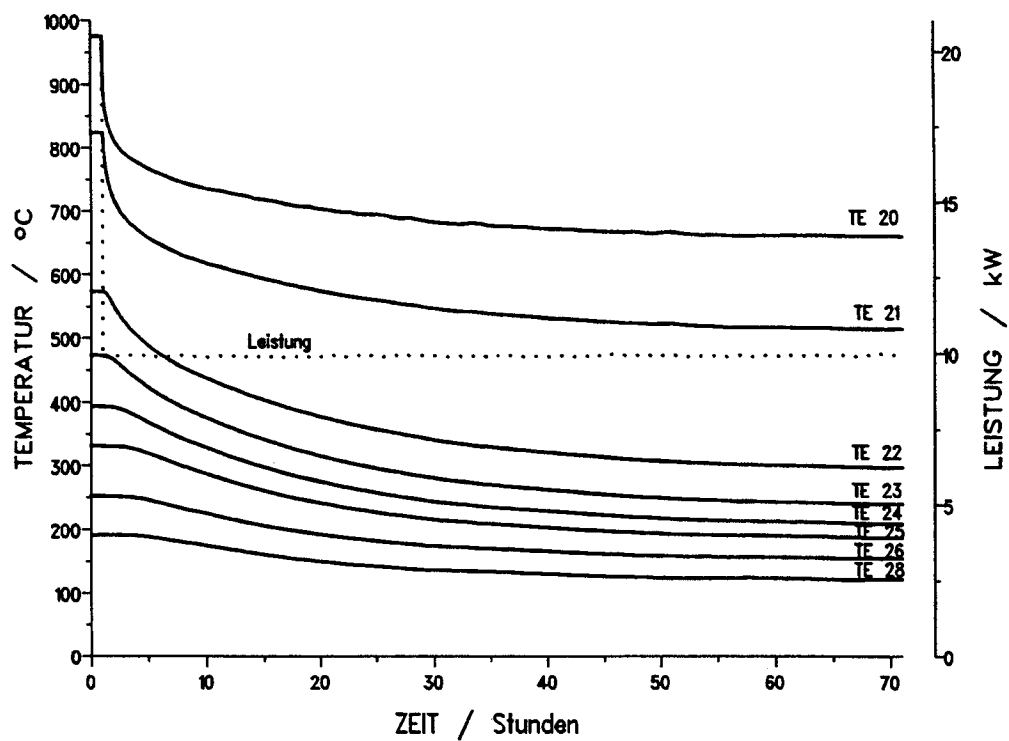


Abb. 5.8 Transiente Temperaturen bei Sprung von 20 auf 10 kW, Stickstoff

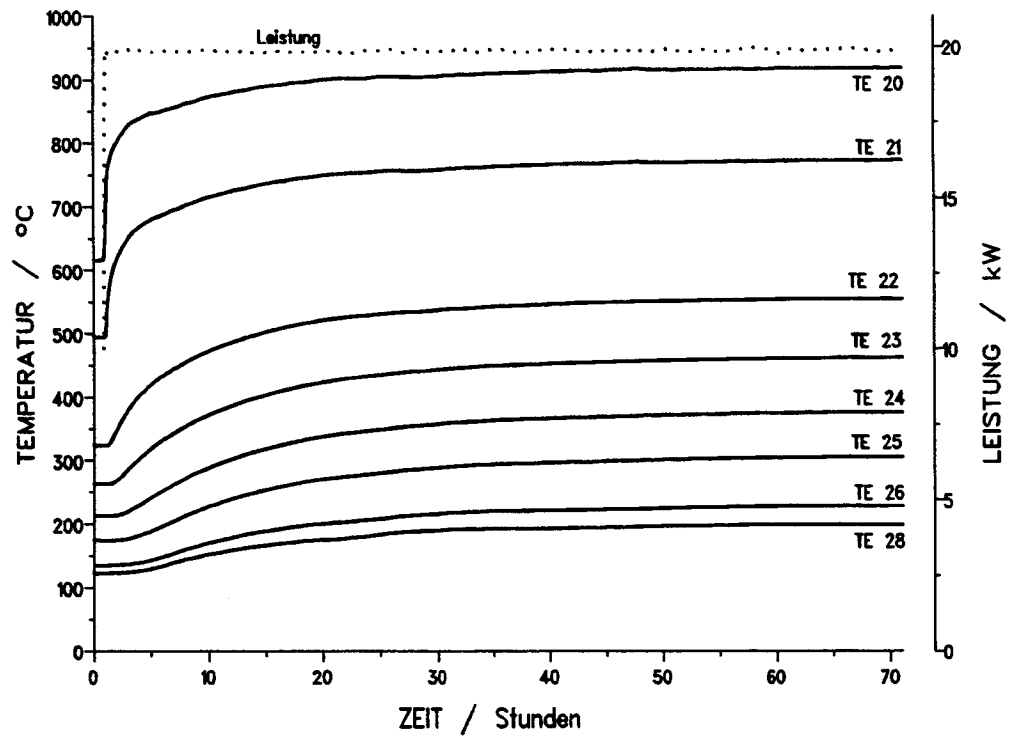


Abb. 5.9 Transiente Temperaturen bei Sprung von 10 auf 20 kW, Helium

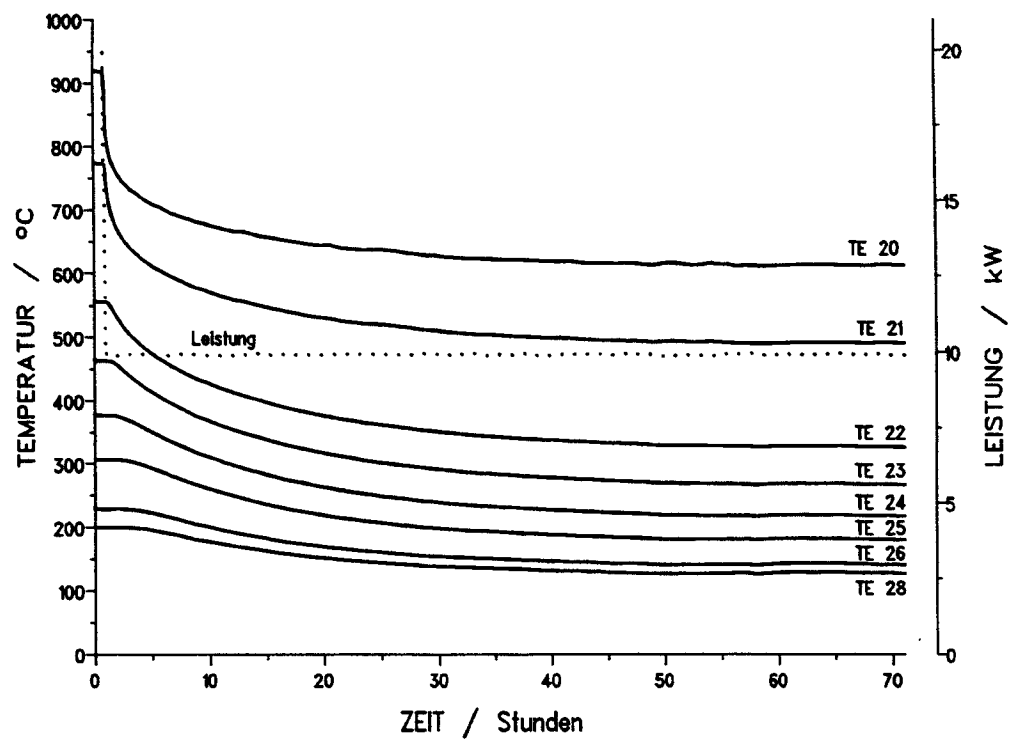


Abb. 5.10 Transiente Temperaturen bei Sprung von 20 auf 10 kW, Helium

5.2.2.3 Kugelschüttung, radiale Isolation

Den modifizierten Meßstellenplan gibt Abb. 5.11 wieder. Die Diagramme 5.12 und 5.13 zeigen die Beharrungszustände bei 20 kW für Stickstoff und Helium. Die axialen Verluste erhöhen sich, so daß in beiden Fällen noch etwa 75 % der in die Schüttung eintretenden Wärmemenge radial über den Mantel abgegeben werden. Die axiale Temperatschichtung zwischen unterer und mittlerer Ebene bleibt erhalten, ist jedoch bei beiden Gasen deutlich geringer als bei den Fahrten ohne Isolation.

Abb. 5.14 zeigt einen Übergang von der Inertisierung mit Helium zu Stickstoff bei konstanter Leistung anhand der Temperaturen in der mittleren Schüttungsebene. Durch in die Isolation eindringenden Stickstoff verbessert sich deren Isolationswirkung, so daß die Temperaturen in der Schüttung steigen, die Wandtemperatur jedoch absinkt. Die Verschlechterung des Wärmetransportes durch Stickstoff macht Abb. 5.15 deutlich. Trotz sinkender Leistung steigen die Temperaturen in der Schüttung noch über 20 bis 25 Stunden an.

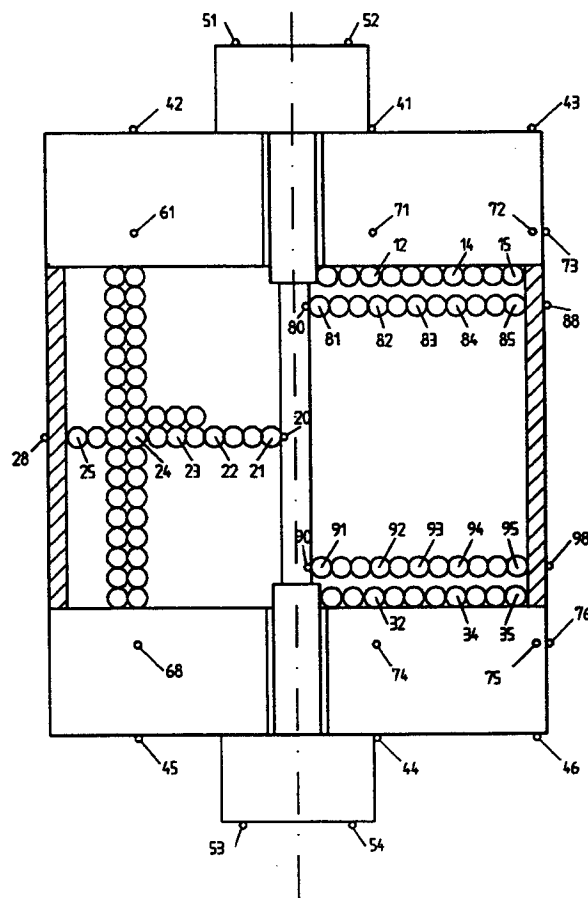


Abb. 5.11 Meßstellenplan Kugelschüttung, radiale Isolation

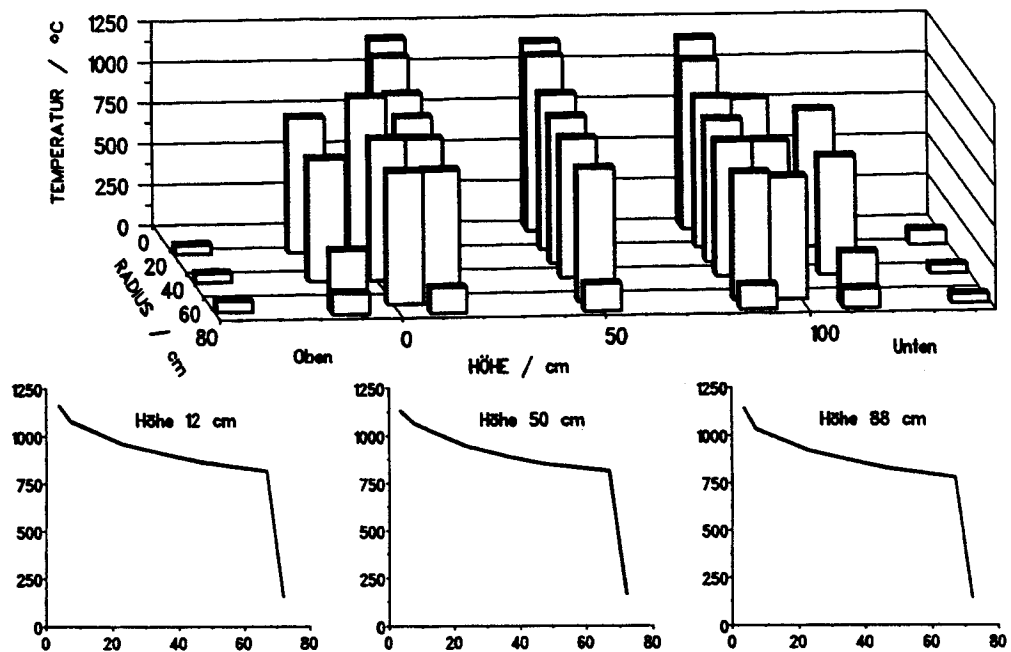


Abb. 5.12 a Temperaturfeld für 20 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation

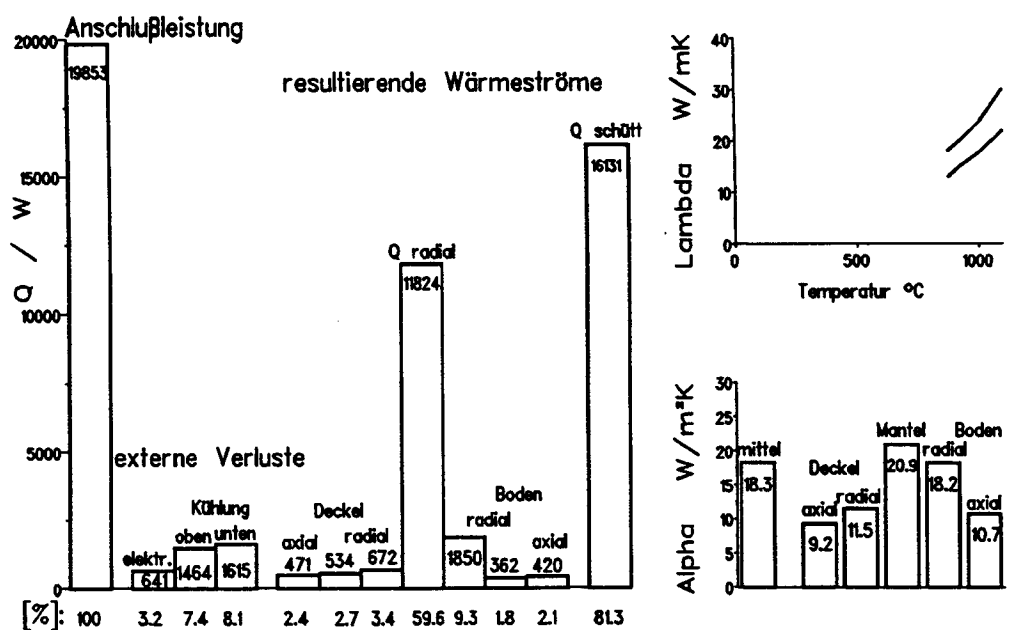


Abb. 5.12 b Verteilung der Wärme-flüsse und äußeren Übergangskoeffizienten für 20 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation

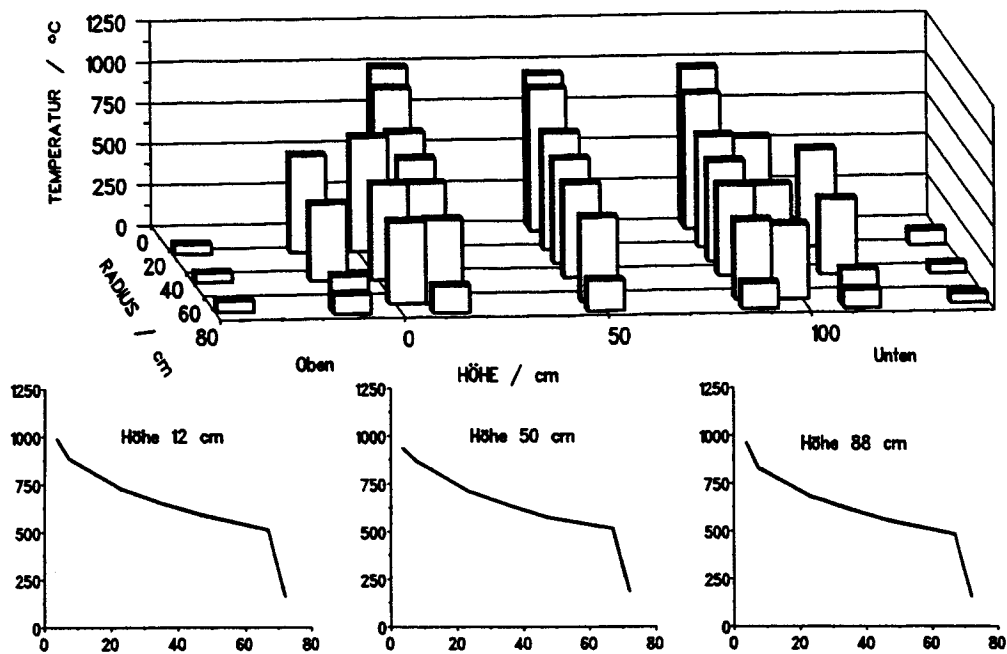


Abb. 5.13 a Temperaturfeld für 20 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation

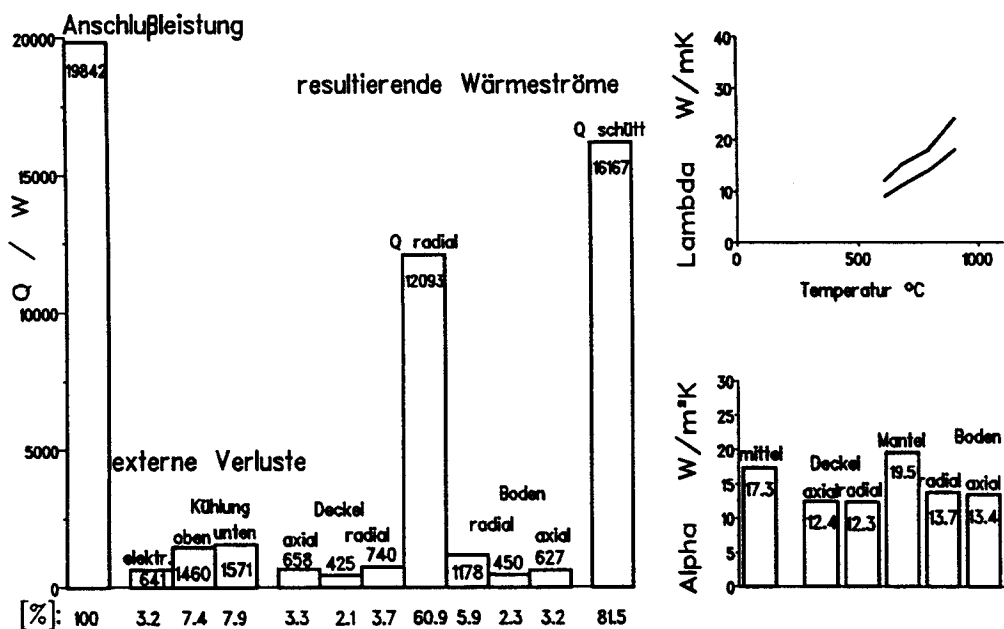


Abb. 5.13 b Verteilung der Wärmeflüsse und äußeren Übergangskoeffizienten 20 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation

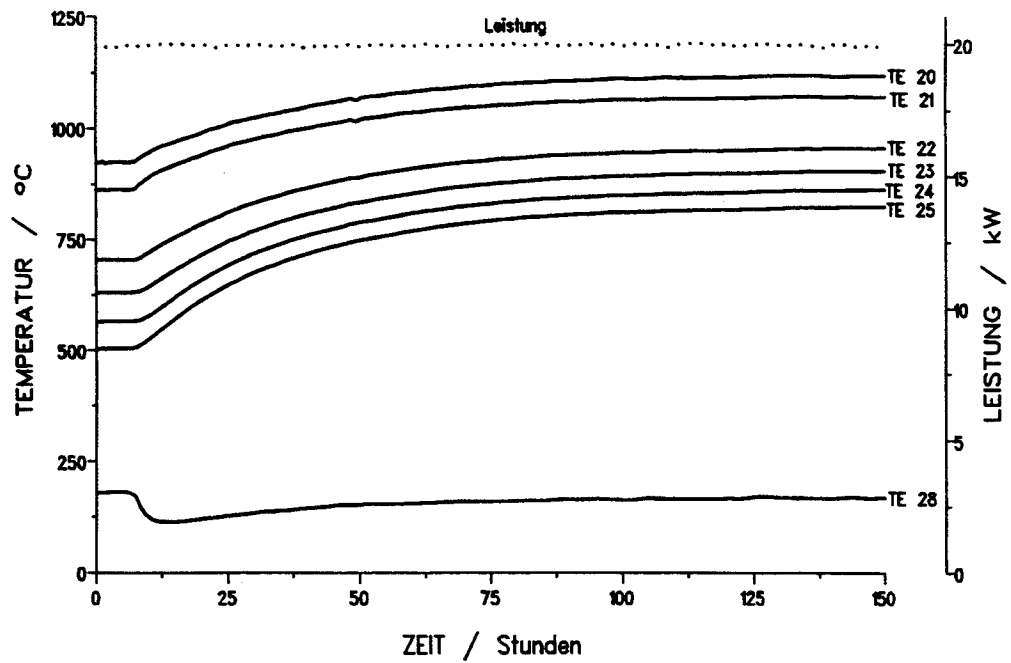


Abb. 5.14 Transiente Temperaturen bei Wechsel des Inertgases von Helium zu Stickstoff bei 20 kW Leistung

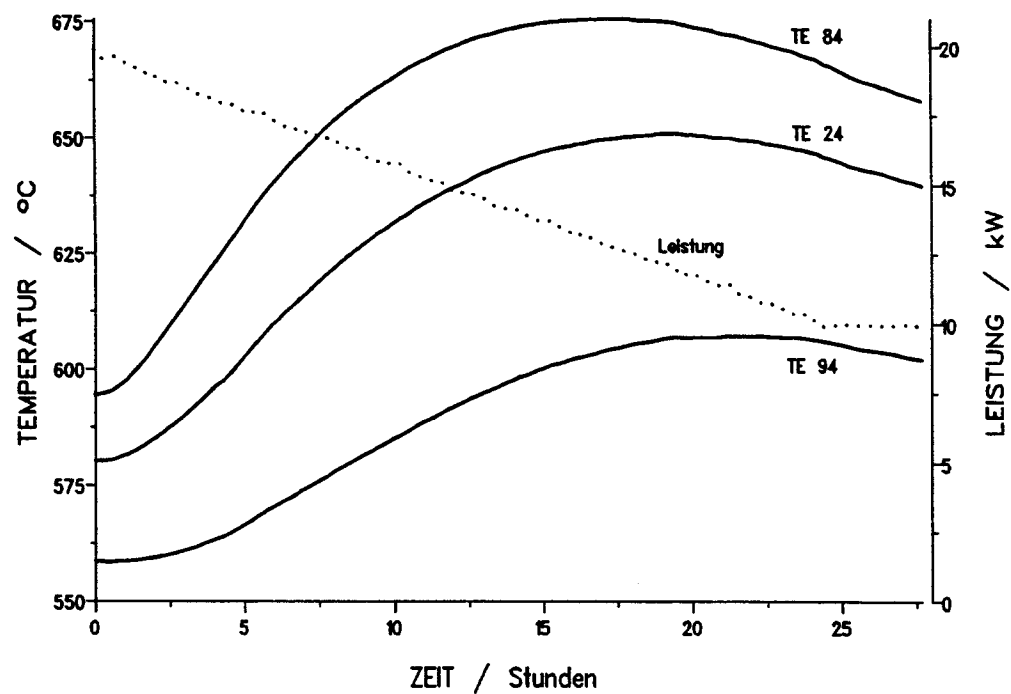


Abb. 5.15 Transiente Temperaturen bei Wechsel des Inertgases von Helium zu Stickstoff und Leistungstransiente von 20 auf 10 kW

5.2.3 Ergebnisse

Der Versuchsstand ist im Rahmen der Experimente mit zentralem Heizelement über 3000 Stunden unter Leistung gewesen, davon weite Strecken, auch bei Vollast, im Dauerbetrieb. Die Heizeinrichtung hat sich dabei sehr gut bewährt. Zu Beginn der Versuchskampagne ist am Heizelement ein Kurzschluß zwischen Anschlußelektrode und Schutzrohr aufgetreten, der durch Nachrüsten einer keramischen Zentrierung dauerhaft beseitigt worden ist. Nach der Versuchsperiode sind an Heizstab und Schutzrohr Korrosionsspuren zu erkennen gewesen, die Funktion oder Leistungsabgabe ist jedoch nicht beeinträchtigt worden.

Meßtechnik und Meßdatenerfassung haben zuverlässig gearbeitet. Der Temperaturbereich mit einer gemessenen Maximaltemperatur von 1180 °C ist mit den Nicrosil/Nisil Thermoelementen, vgl. Kap. 4.2.1, abgedeckt worden. In der Meßreihe mit Kugelschüttung ohne Isolation ist eines der Thermoelemente (Meßstelle 95) ausgefallen. Vermutlich durch Kurzschluß der Thermodrähte entfernt von der Meßspitze hat sich ein neues Element gebildet und somit für die Meßstelle deutlich zu große Thermospannungen geliefert. Ein MoRe-Element kam bei der Fahrt mit radialer Isolation als Vergleichselement zum Einsatz. Es hat insbesondere bei hohen Temperaturen auf ± 2 K mit einem in gleicher Position angeordneten Typ N Mantel-Element übereingestimmt.

Die Temperaturprofile und -transienten zeigen im wesentlichen die erwarteten Verläufe. Von Bedeutung ist die durch Penetration mit Helium verbesserte Leitfähigkeit der Faserisolationen. Bröckerhoff /5.3/ hat diesen Effekt untersucht und gibt eine um den Faktor 2,5 - 2,7 erhöhte Wärmeleitfähigkeit gegenüber Luft bzw. Stickstoff für eine relevante Stopfdichte der Isolation an. Für die Versuchsfahrten mit radialer Isolation sind insgesamt höhere Temperaturen erwartet worden. Beim Entladen des Versuchsstandes ist allerdings festgestellt worden, daß sich die Kugeln unter der Temperatureinwirkung in die bei Raumtemperatur steife Faserisolutionsplatte eingedrückt haben. Die ursprüngliche Stärke ist von 5 cm auf im Mittel 3 cm reduziert worden. Dies erklärt den Verlust an Isolationswirkung und wird bei den Nachrechnungen der Versuche berücksichtigt.

Die nach Gl. 5.8 mit der austretenden Wärmestromdichte für Positionen im Innern der Schüttung (Meßstellen 22 bis 24) für sämtliche stationären Fälle berechneten effektiven Wärmeleitfähigkeiten sind ohne Berücksichtigung eines konvektiven Wärmetransportes in Abb. 5.16 für Stickstoff und Helium getrennt aufgetragen. Die Werte lassen sich hinreichend gut mit den nach Gl. 3.5 für Elektrographit und einen Abflachungskoeffizienten, der auf 0.02 angepaßt wurde, theoretisch ermittelten Verläufen korrelieren.

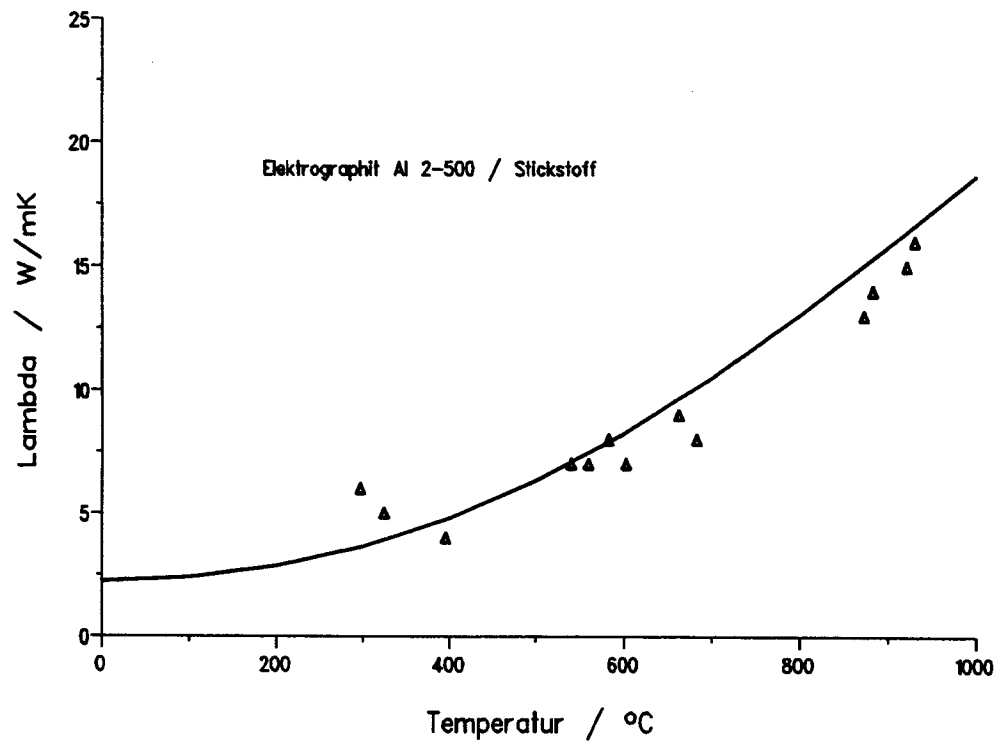


Abb. 5.16 a Effektive Wärmeleitfähigkeiten aus den Experimenten sowie nach Zehner/Bauer/Schlünder bei Stickstoff

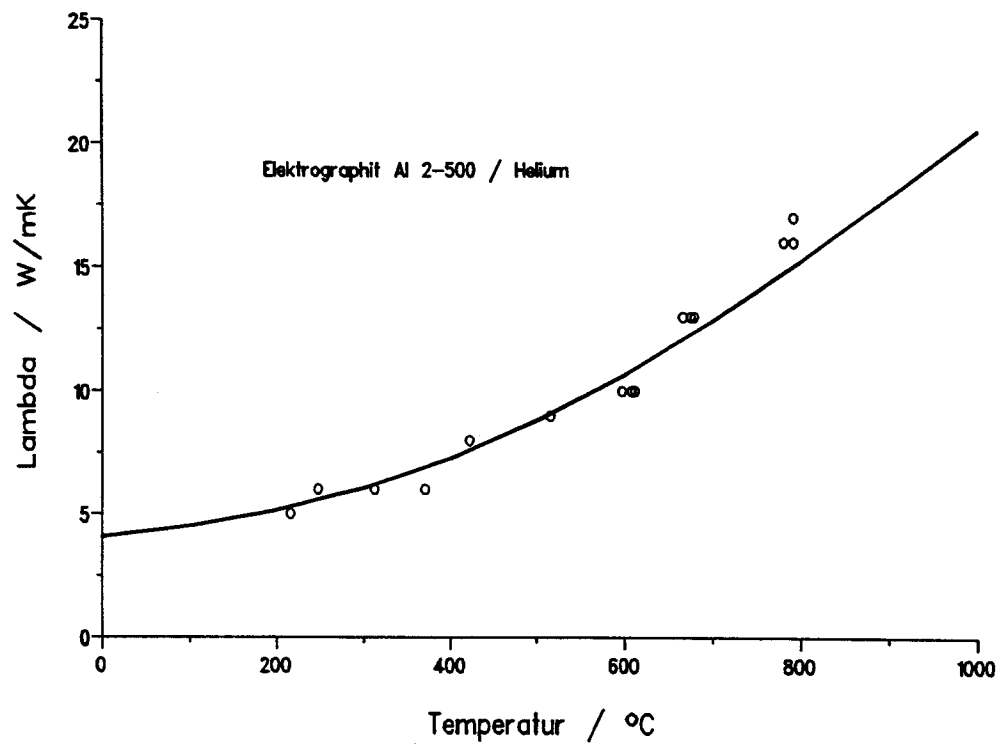


Abb. 5.16 b Effektive Wärmeleitfähigkeiten aus den Experimenten sowie nach Zehner/Bauer/Schlünder bei Helium

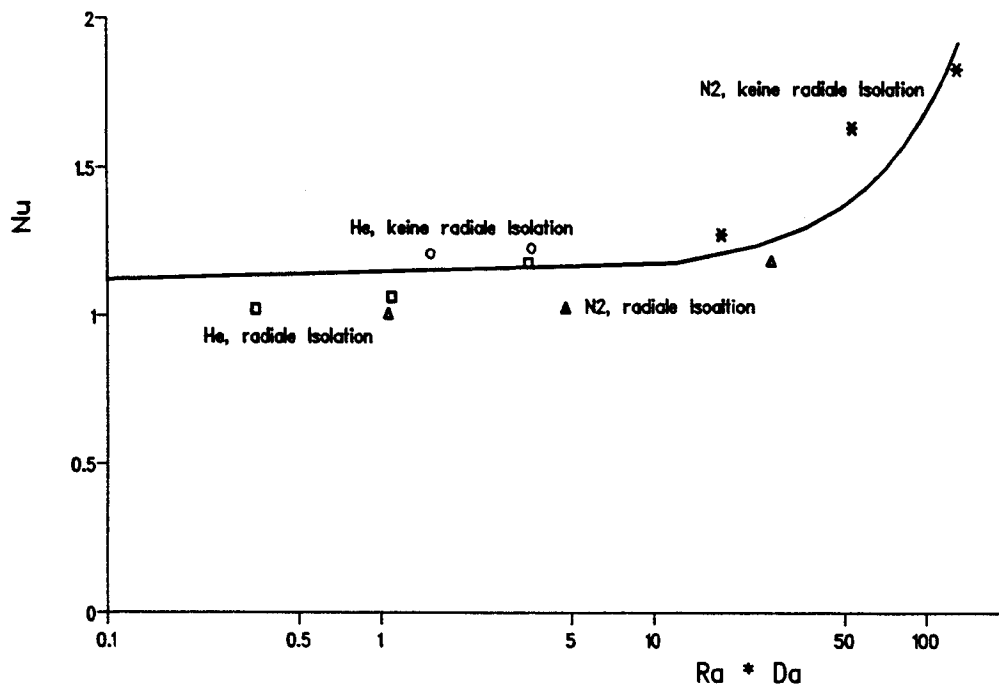


Abb. 5.17 Anteil der freien Konvektion am Wärmeübergang in der Schüttung

Die insbesondere bei kleinen Leistungen starke axiale Temperaturschichtung läßt auf eine konvektive Umverteilung der Wärme schließen. Angetrieben durch den Temperaturgradienten zwischen dem heißen Schutzrohr und der kälteren Behälterwand bildet sich eine umwälzende Strömung aus, die Wärme von unten nach oben und von innen nach außen transportiert. Das Phänomen ist bei Stickstoff aufgrund der größeren Dichte und bei den Fällen ohne Isolation wegen des größeren radialen Temperaturgradienten ausgeprägter.

Um die freie Konvektion in der 1 m hohen Versuchsschüttung empirisch zu quantifizieren, werden nach Gl. 5.9 Nußelt-Zahlen gebildet, die beschreiben, wie sich der radiale Wärmetransport mit zusätzlicher freier Konvektion erhöht gegenüber einem Transport der auf Wärmeleitung und -strahlung beruht. Die Werte sind für sämtliche aufgenommenen Beharrungszustände in Abb. 5.17 über dem Produkt von Rayleigh- und Darcy-Zahl aufgetragen. Die Stoffwerte werden bei einer Mitteltemperatur zwischen der inneren und der äußeren Kugel bestimmt. Die Darcy-Zahl wird mit einer mittleren Porosität errechnet.

5.3 Versuche mit drei zusätzlichen Heizelementen

Für weitere Versuchsfahrten mit der Graphitkugelschüttung werden zusätzlich zu dem zentralen Heizstab auf einem Radius von 0,5 m drei Heizelemente azimuthal gleichmäßig verteilt in die Anlage eingebaut. Um die Heizelementanschlüsse nach außen durchzuführen, werden die axialen Isolationssysteme mit drei zylindrischen Ausschnitten versehen. Die zusätzlichen Heizstäbe verfügen jeweils über eine Nennleistung von 10 kW, so daß mit insgesamt 50 kW eine Leistungsdichte in der Schüttung realisiert werden kann, wie sie für den Nachwärmeabfuhrstörfall beim HTR-Modul relevant ist. Neben den höheren Wärmeströmen wird bei diesen Versuchen der Einfluß der diskreten in die Schüttung eingebrachten Wärmequellen auf die Temperaturprofile betrachtet.

Durch die auf dem Umfang verteilten zusätzlichen Heizelemente kommt es bei dieser Anordnung auch zu azimuthalen Wärmeströmen. Die Bedingung der Rotationssymmetrie ist nicht mehr erfüllt, es handelt sich um ein dreidimensionales Transportproblem. Eine wärmetechnische Beschreibung mit einfachen analytischen Ansätzen, wie sie für die Anordnung mit zentralem Heizelement vorgenommen wird, ist in diesem Fall nicht möglich. Die Auswertung beschränkt sich daher auf eine deskriptive und vergleichende Gegenüberstellung der stationären Temperaturfelder. Eine numerische Approximation wird in Kap. 6 vorgestellt.

5.3.1 Versuchsfahrten

Die Versuchsfahrten finden zunächst ohne später mit radialer Isolation statt. Zur Inertisierung werden Stickstoff und Helium eingesetzt, für den Fall mit Isolation wird wegen einer ab etwa 1400 °C einsetzenden Reaktion von Stickstoff und Kohlenstoff statt Stickstoff Argon verwendet. Die Leistung an den Heizelementen wird stufenweise variiert, wobei auch der Fall - zentrales Element auf Vollast, radial keine Leistung - gefahren wird, um den Vergleich mit den vorangegangenen Meßreihen zu ermöglichen. Die drei radialen Heizelemente werden jeweils gleich belastet, eine Schiefast ist zunächst nicht vorgesehen.

Zwischen den stationären Punkten kann die Regelung der Heizeinrichtung durch Vorgabe von Temperaturen erprobt werden. Das gesteuerte Fahren nach einer Leistungsvorgabe kann zu einer Simulation des Nachwärmeabfuhrstörfalls, unter den im Versuchsstand gegebenen Randbedingungen, eingesetzt werden.

5.3.1.1 Kugelschüttung, keine radiale Isolation

Den Meßstellenplan für die Versuchsfahrt zeigt Abb. 5.18. In der mittleren Ebene sind sowohl Kugeln in der Richtung eines radialen Heizelementes als auch in der ungestörten Schüttung angeordnet, um die Temperaturüberhöhung im Bereich der radialen Elemente zu erfassen. Das Thermoelement 120 befindet sich im Schutzrohr des Elementes.

Die Abbildungen 5.19 bis 5.26 zeigen die Temperaturfelder und -profile der bei unterschiedlichen Leistungen angefahrenen stationären Punkte, jeweils für Stickstoff und für Helium. Dabei ist zu berücksichtigen, daß die radialen Heizstäbe aufgrund mechanischer Probleme etwas stärker dimensioniert werden mußten, so daß sie bei verkleinertem Widerstand ihre Nennleistung nicht erreichen. Die maximale Leistung liegt bei jeweils 9 kW.

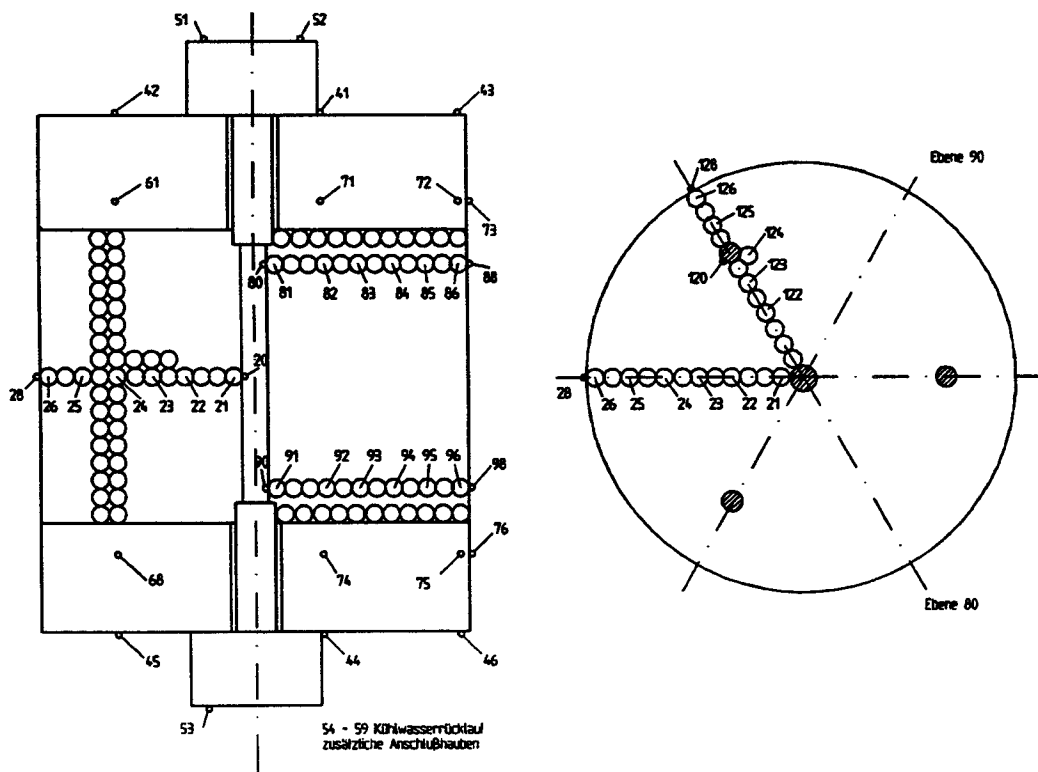


Abb. 5.18 Meßstellenplan Kugelschüttung, keine radiale Isolation,
3 zusätzliche Heizelemente

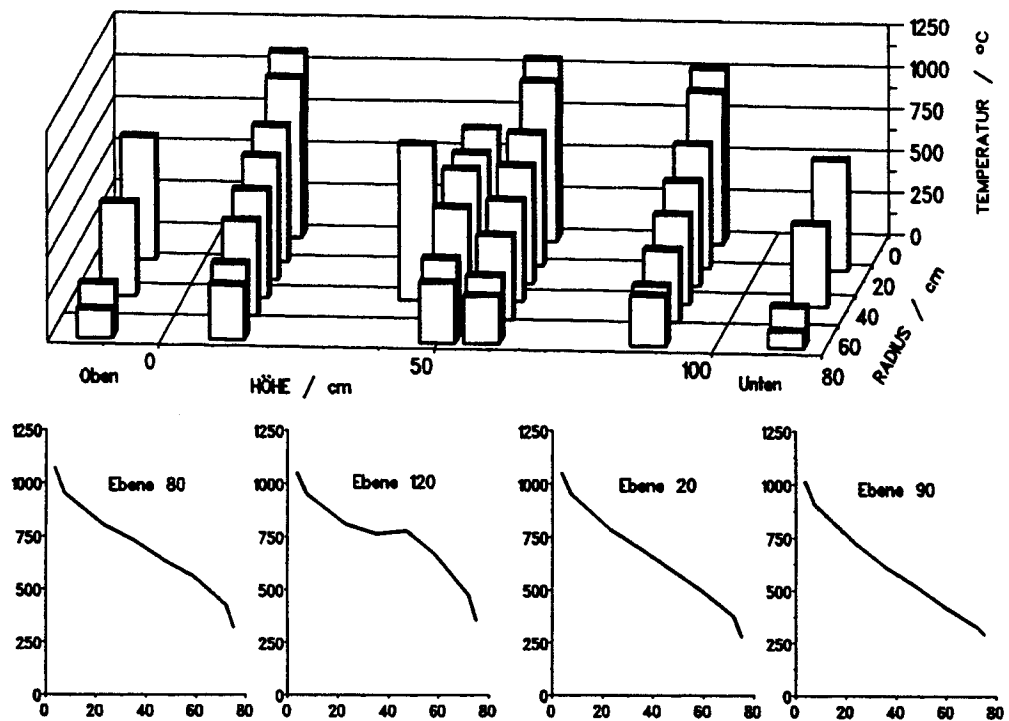


Abb. 5.19 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x9 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

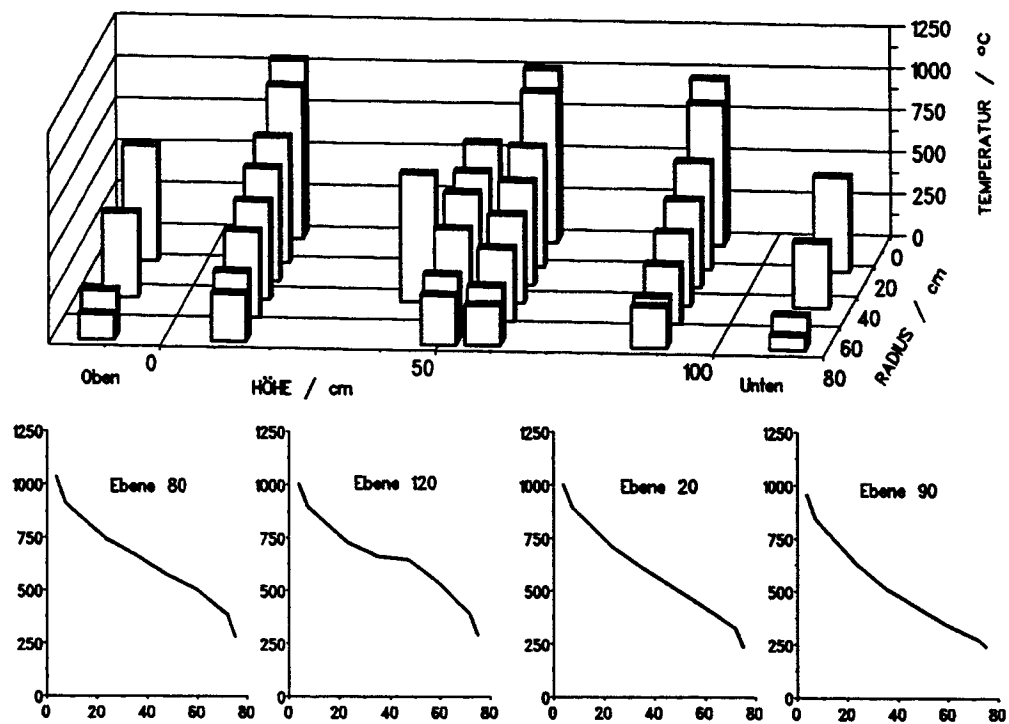


Abb. 5.20 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

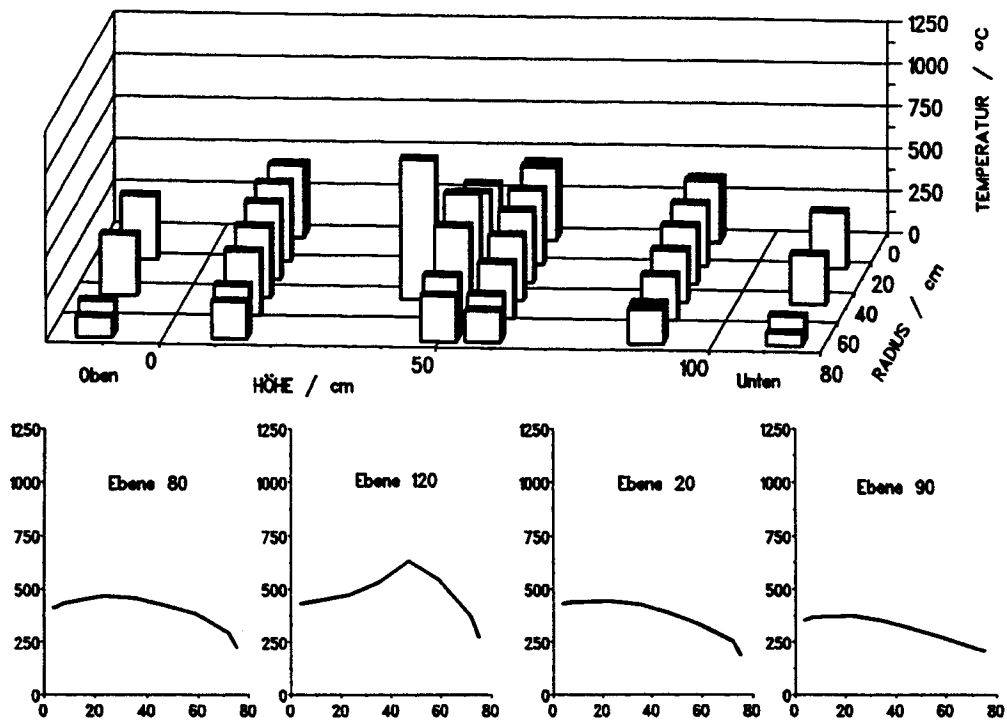


Abb. 5.21 Temperaturfeld zentral 0 kW, radial 3x9 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

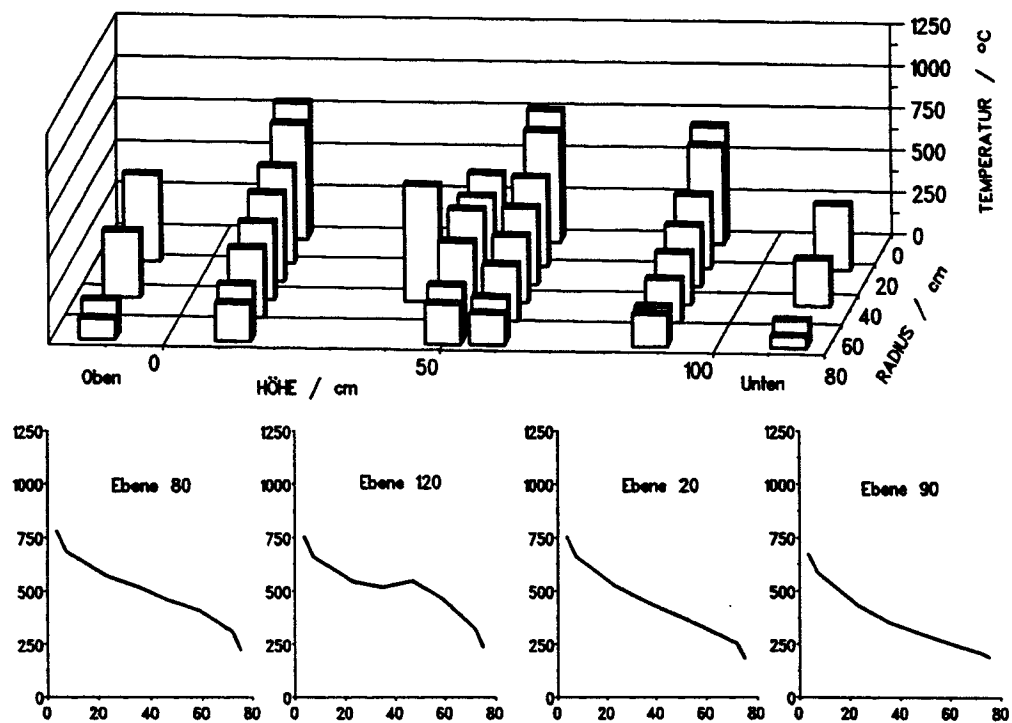


Abb. 5.22 Temperaturfeld zentral 10 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

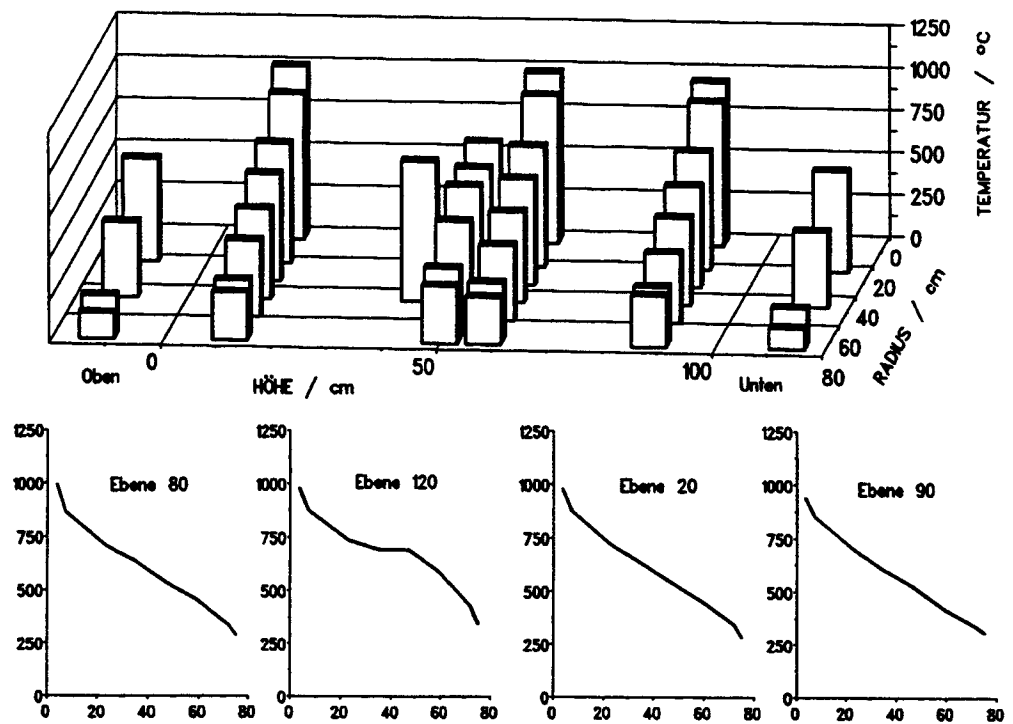


Abb. 5.23 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x9 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

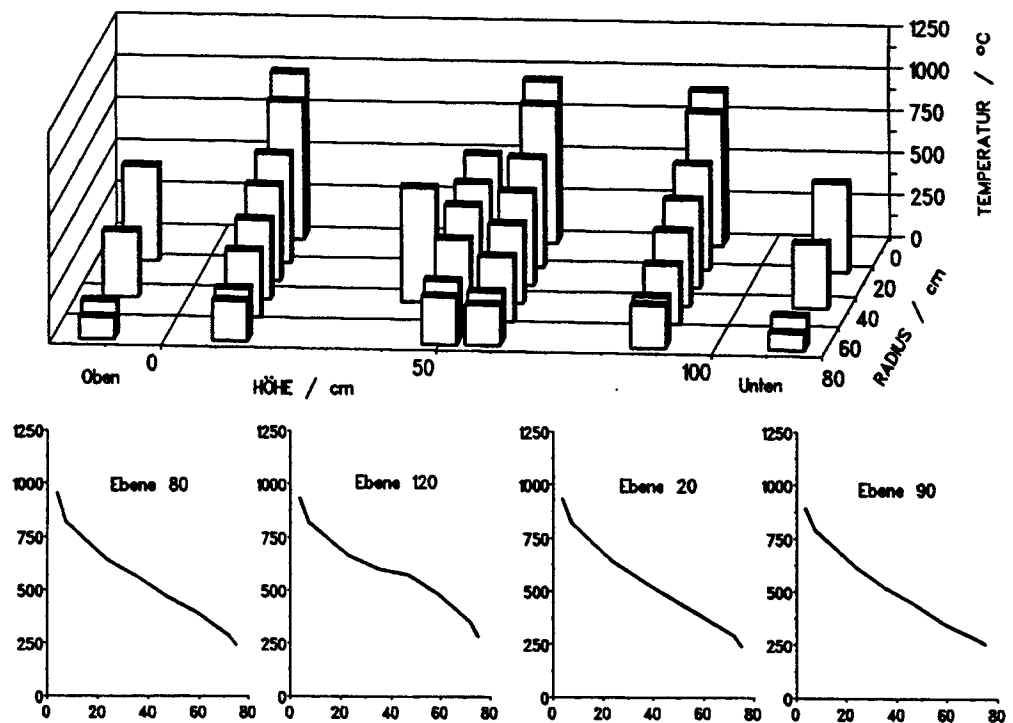


Abb. 5.24 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

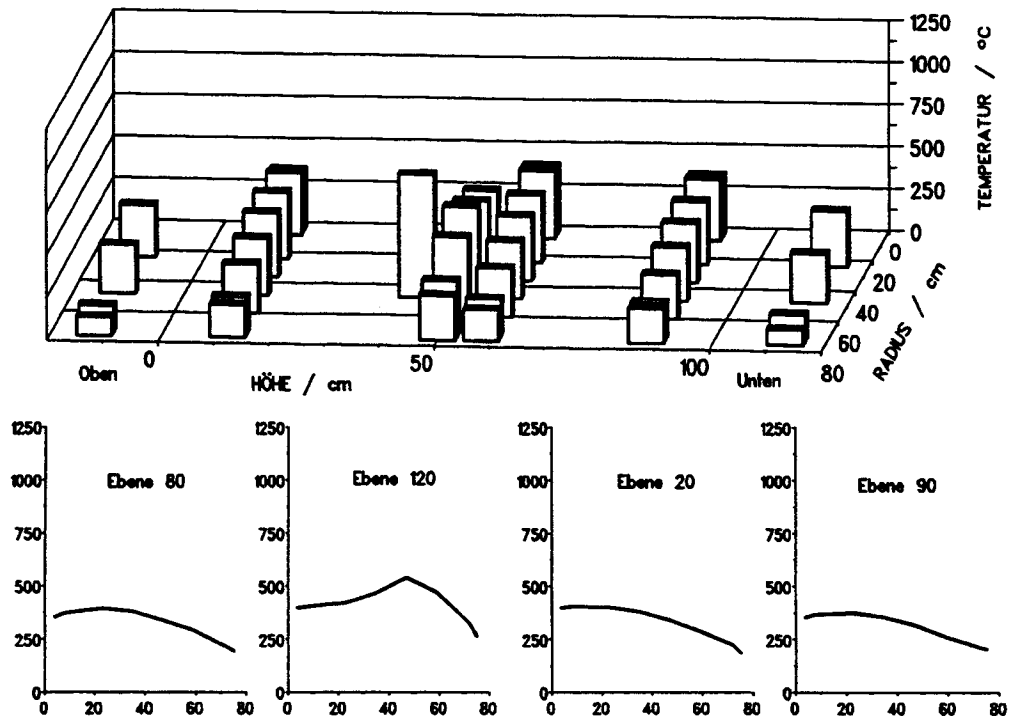


Abb. 5.25 Temperaturfeld zentral 0 kW, radial 3x9 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

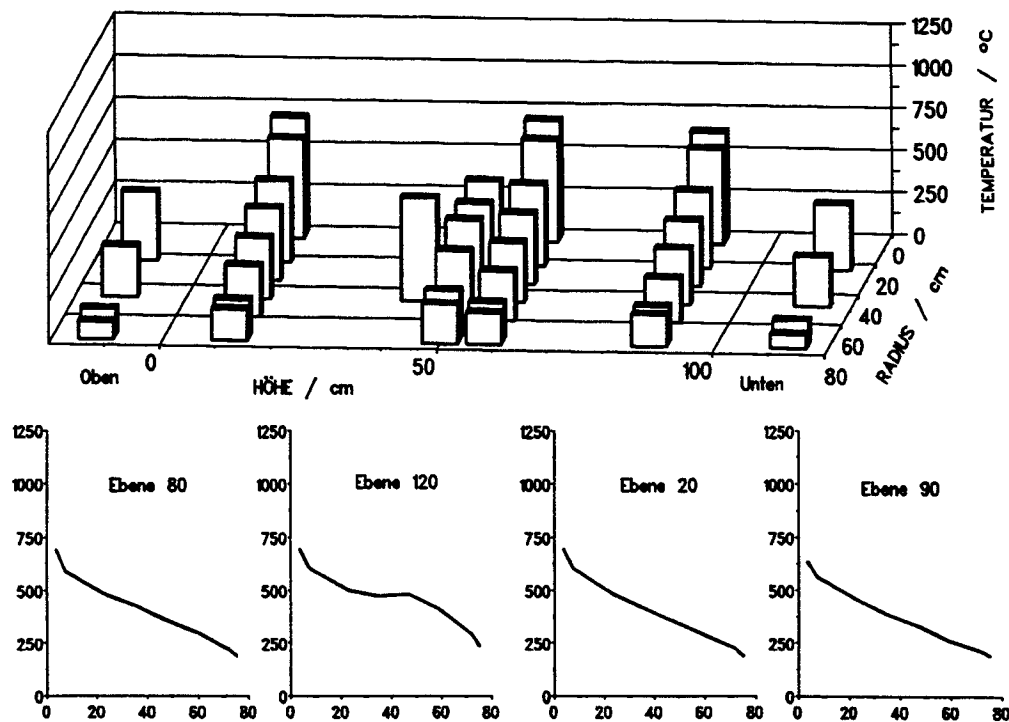


Abb. 5.26 Temperaturfeld zentral 10 kW, radial 3x5 kW, Helium, Kugelschüttung, keine radiale Isolation

5.3.1.2 Kugelschüttung, radiale Isolation

Den Instrumentierungsplan für die Versuche mit radialer Isolation zeigt Abb. 5.27. Es wird sowohl ein vertikaler Schnitt durch die ungestörte Schüttung als auch die Ebene, in der eines der drei radialen Heizelemente liegt, mit Temperaturmeßstellen bestückt. Für die beiden inneren Kugeln in jeder horizontalen Ebene werden Thermoelemente der Paarung MoRe verwendet, für die Meßstelle 20 im zentralen Schutzrohr wird ein Thermoelement vom Typ W eingesetzt, vgl. Kap. 4.2.1.

Wiederum werden bei unterschiedlichen Leistungsstufen stationäre Zustände eingestellt. Die Abbildungen 5.28 bis 5.31 zeigen ausgewählte Temperaturfelder und -profile ermittelt mit Stickstoff und Helium. Bei der Versuchsreihe mit Stickstoff wird auf den Vollastfall verzichtet, da die zu erwartenden Temperaturen oberhalb des Anwendungsbereiches der Thermoelemente Typ N liegen.

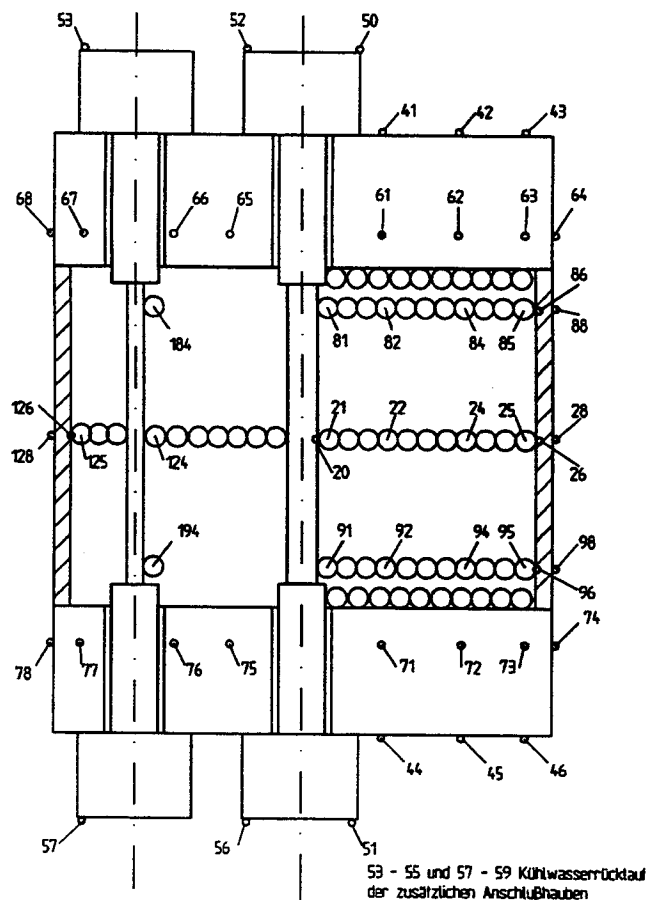


Abb. 5.27 Meßstellenplan, Kugelschüttung, radiale Isolation,
3 zusätzliche Heizelemente

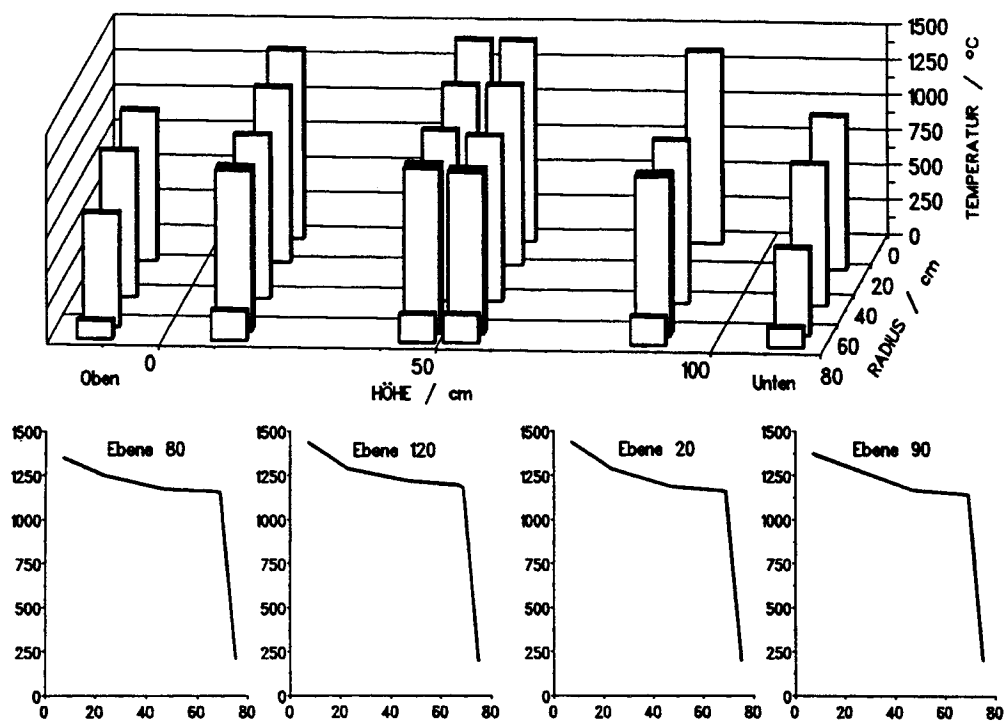


Abb. 5.28 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation

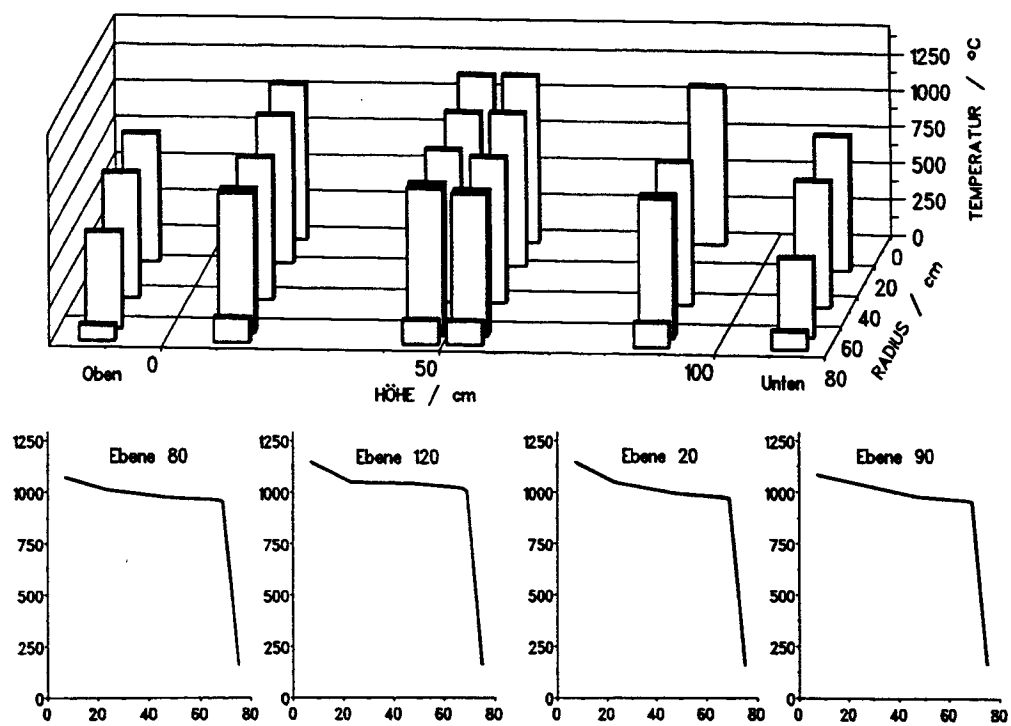


Abb. 5.29 Temperaturfeld zentral 10 kW, radial 3x5 kW, Stickstoff, Kugelschüttung, radiale Isolation

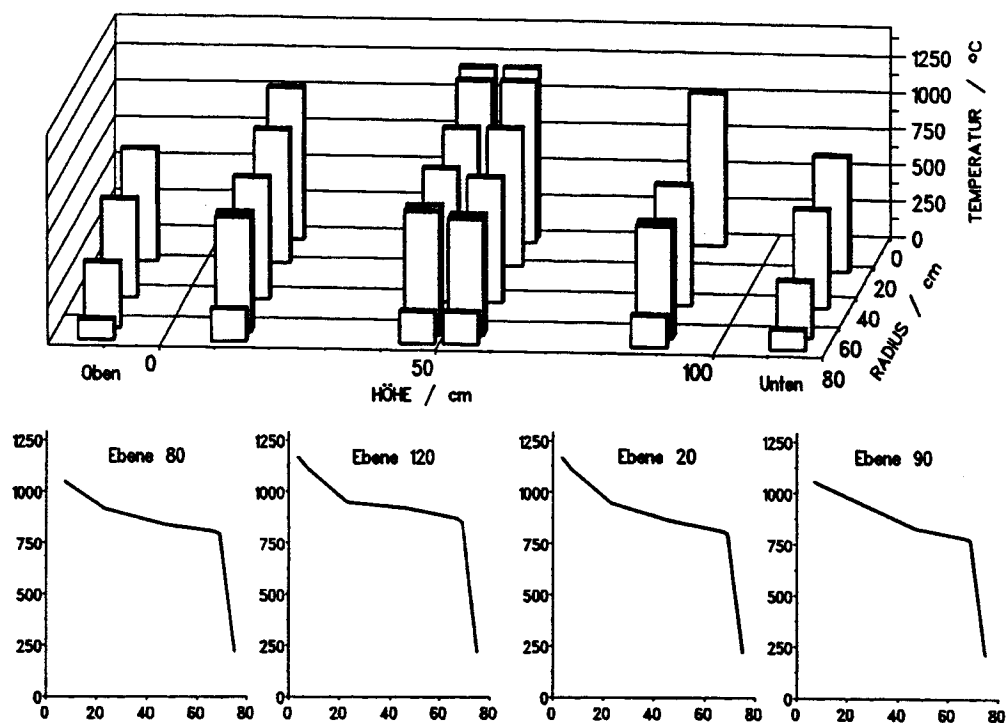


Abb. 5.30 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x5 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation

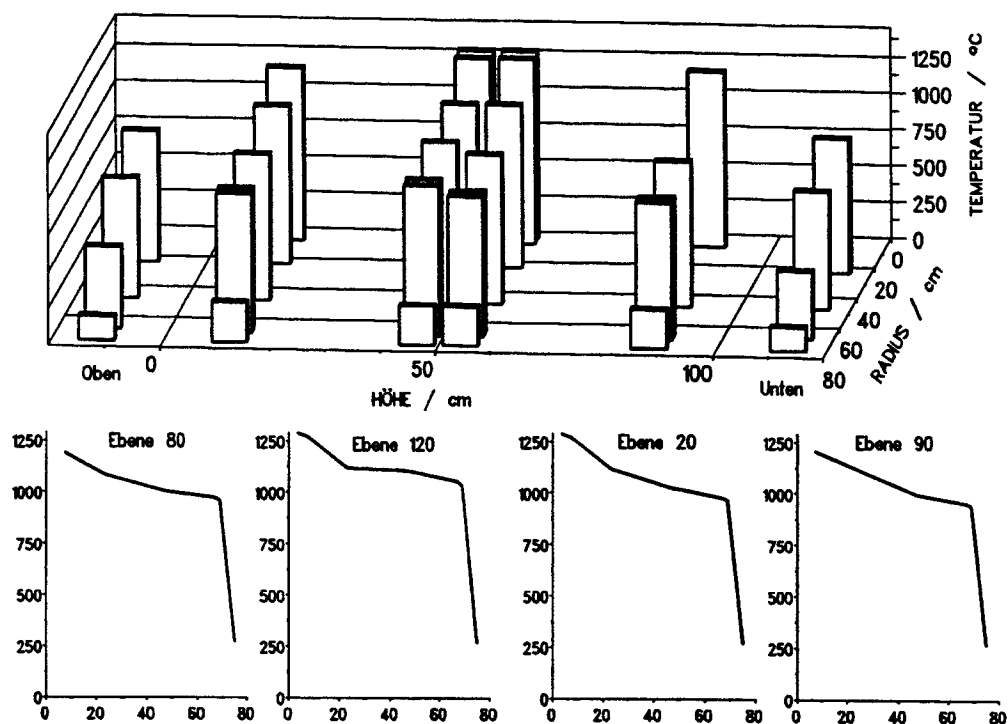


Abb. 5.31 Temperaturfeld zentral 20 kW, radial 3x9 kW, Helium, Kugelschüttung, radiale Isolation

5.3.2 Ergebnisse

Das stabile Betriebsverhalten der Anlage konnte bei den Versuchen mit den drei zusätzlichen Heizelementen bestätigt werden. Während des über 4 Monate dauernden Versuchsbetriebes kam es zu keinen Störungen an den Heizeinrichtungen. Meßtechnik und Meßdatenerfassung haben zuverlässig gearbeitet. Die Thermoelemente vom Typ Nicrosil/Nisil haben bis in den Bereich ihrer Anwendungsgrenzen hinein konsistente Meßwerte geliefert. Bei den äußerst fragilen MoRe-Elementen kam es zu einigen Ausfällen. Die wesentlichen Meßpositionen waren jedoch in Erwartung dieser Tatsache mehrfach instrumentiert, so daß auf keine relevanten Meßwerte verzichtet werden muß.

Bei der Beurteilung der gemessenen Temperaturfelder muß für den Vergleich der Stickstoff- und der Heliumfälle erneut die Penetration der Faserisolierungen durch das Gas berücksichtigt werden. Bei Helium verschlechtert sich die Isolationswirkung deutlich, welches zu einem im Vergleich zu Stickstoff niedrigerem Temperaturniveau führt.

Die Wirkung der drei azimuthal in die Schüttung eingebrachten Heizelemente wird besonders deutlich in den Temperaturfeldern Abbildungen 5.21 und 5.25, bei denen das zentrale Heizelement keine Leistung freisetzt. Eine Temperaturüberhöhung von maximal 250 K bei Stickstoff und 200 K bei Helium bildet sich aus. Diese Temperaturdifferenz reduziert sich auf 50 bis 80 K beim Einsatz sämtlicher Heizelemente und einer radialen Isolation, Abbildungen 5.28 und 5.30. Dieser Versuch mit radialer Isolation und Betrieb sämtlicher Heizelemente kommt der geplanten Betriebsweise im Experiment SANA II nahe. Damit scheint eine Verwendung von diskret in der Schüttung eingesetzten Heizelementen zur Approximation der aus den Kugeln freigesetzten Nachzerfallswärme im Versuchsstand SANA II gerechtfertigt.

Die numerische Simulation der Experimente mit den drei zusätzlichen Heizelementen wird in Kap. 6.3.2 dargestellt.

5.4 Ausblick auf weitere Experimente im Versuchsstand SANA I

Aufgrund der konstruktiven Gestaltung eignet sich die Versuchsanlage SANA I zur Erzeugung radialer Wärmeströme durch beliebige Reaktorstrukturen. Die maximal zulässige Ofenraumtemperatur liegt auslegungsbedingt bei 1600 °C und die installierte Leistungselektrik erlaubt eine Erzeugung von störfallrelevanten Wärmestromdichten.

Zunächst soll in Fortsetzung des bisherigen Versuchsprogramms der Wärmeübergang von der Kugelschüttung an die umgebende Reflektorwand untersucht werden. Dazu werden Graphitsegmente zwischen Schüttung und Wand bzw. radialer Isolation angeordnet. Der Übergangsbereich wird detailliert mit Thermoelementen instrumentiert.

Für einen Vergleich der Wärmeabfuhrmöglichkeiten unterschiedlicher Hochtemperaturreaktorsysteme sollen in der Anlage auch die blockförmigen Brennelemente des HTGR amerikanischer Bauart untersucht werden.

Um den Versuchsstand als Referenzexperiment für den direkten Vergleich verschiedener Computerprogramme verwenden zu können, sind definierte äußere Randbedingungen erstrebenswert. Diese können mit Hilfe eines flüssigkeitsdurchströmten Flächenkühlsystems für die Behälterwände sichergestellt werden.

Darüberhinaus können als Versuchskörper Komponenten unterschiedlicher Reaktordruckbehälterkonzepte eingesetzt und bezüglich ihrer Wärmetransportwiderstände verglichen werden.

Weiterhin wird daran gedacht, die Kühlung der Kugelschüttung durch das Einspeisen aufschmelzender Metalle zu untersuchen, eine Maßnahme, die als Notfallkühlung eingesetzt werden kann.

Weitere komplexe Wärmetransportphänomene wie beispielsweise der Strahlungsaustausch in Stabbündeln sind denkbar, bei deren experimentellen Untersuchung im halbtechnischen Maßstab die Anlage SANA I ein geeignetes Hilfsmittel darstellt. Für den Fall, daß die Randbedingungen für die Versuche eine inerte oder reduzierende Atmosphäre nicht zulassen, müssen die graphitischen Heizelemente durch einen anderen Werkstoff ersetzt werden.

6 Numerische Simulation der Versuche SANA I

6.1 Thermohydraulik-Programm THERMIX/DIREKT

Für die versuchsbegleitenden Rechnungen wird der Temperatur- und Fluidodynamik-Computer-Code THERMIX/DIREKT verwendet. Das Programmpaket besteht aus zwei Modulen, dem Feststofftemperaturechenteil THERMIX und dem Konvektionsteil DIREKT. Beide Programme sind Bestandteil des Reaktordynamischen Gesamtanlagenmodells für den HTR-Modul, /6.1/.

Das Programm THERMIX ermöglicht die Berechnung zweidimensionaler instationärer Wärmediffusionsvorgänge. Es ist als Programm einzeln lauffähig und wird als Baustein in anderen Programmpaketen zur Betriebs- und Störfallsimulation beim HTR verwendet, vgl. V.S.O.P /6.2/. Die Abbildung im Rechengitter erfolgt mittels finiter Differenzen in kartesischen (x,y), in polaren (r,φ) oder in zylindrischen (r,z) Koordinaten. Der instationäre Wärmetransport in den homogenisierten Feststoffstrukturen wird über die Wärmeleitungsgleichung, abgeleitet aus der Energiebilanz an einem Volumenelement, beschrieben,

$$\rho \, c \, \frac{\partial T}{\partial t} = \operatorname{div} (\lambda \operatorname{grad} T) + \dot{q}''' \quad (6.1),$$

mit	T	:	Feststofftemperatur
	$\rho \, c$:	volumetrische Wärmekapazität des homogenisierten Feststoffs
	λ	:	effektive Wärmeleitfähigkeit des homogenisierten Feststoffs
	\dot{q}'''	:	Wärmequellldichte (nukleare und konvektive).

Die Diskretisierung der Differentialgleichung in eine numerisch zu integrierende Differenzengleichung wird bei Petersen /6.3/ beschrieben. Für die zeitliche Diskretisierung wird die implizite Methode nach Crank-Nicholson verwendet. Es ergibt sich ein wegen der Temperaturabhängigkeit der Koeffizienten nichtlineares Gleichungssystem, welches zeitschrittweise durch ein Punktrelaxationsverfahren mit sukzessiver Überrelaxation iterativ gelöst wird, vgl. Banaschek /6.4/.

Das Rechenprogramm DIREKT dient zur Ermittlung des konvektiven Wärmetransports in den gasführenden Zonen des Modells. In einem Fluid-Rechengitter, das einen Ausschnitt des Feststoffmodells abbildet, wird das Problem zweidimensional in Zylinderkoordinaten (r,z) formuliert. Die Strömungszustände und die Fluidtemperaturen ergeben sich aus der Lösung der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie. Die instationäre Kontinuitätsgleichung (Massenerhaltung) lautet,

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \text{div} (\rho \vec{v}) - \phi \quad (6.2),$$

die Bewegungsgleichung (Impulserhaltung),

$$\frac{\partial(\rho \vec{v})}{\partial t} = - \text{grad } p - W \rho \vec{v} + \rho \vec{g} \quad (6.3),$$

und die Energiegleichung (Energieerhaltung),

$$\begin{aligned} c_p \frac{\partial}{\partial t} (\rho T_f) &= \text{div} (\lambda \text{grad } T_f) + \alpha f_v (T - T_f) \\ &- c_p \text{div} (T_f \rho \vec{v}) + c_p \phi T_{fq} \end{aligned} \quad (6.4),$$

mit

ρ	:	Dichte des Fluids
v	:	Strömungsgeschwindigkeit des Fluids
ϕ	:	Massenquellichte
p	:	statischer Druck
W	:	Strömungswiderstand
g	:	Erdbeschleunigung
c_p	:	spezifische Wärmekapazität des Fluids
T_f	:	Temperatur des Fluids
λ	:	effektive Wärmeleitfähigkeit des Fluids
α	:	Wärmeübergangskoeffizient Fluid/Feststoff
f_v	:	volumenbezogene, wärmetauschende Fläche des Feststoffs
T	:	Feststofftemperatur
T_{fq}	:	Temperatur des Quellfluids.

Die Diskretisierung der Differentialgleichungen für eine numerische Lösung im Programm DIREKT ist bei Struth /6.5, 6.6/ beschrieben. Die Parameter W und α werden empirisch ermittelt, vgl. KTA-Regel 3102 /6.7/.

Aus einer Kombination von Kontinuitäts- und Bewegungsgleichung wird ein Gleichungssystem für das Druckfeld und damit für das Massenstromfeld bei gegebenen Temperaturen aufgestellt. Aus der Energiegleichung wird ein Gleichungssystem für die Fluidtemperaturen bei bekannten Drücken und Massenströmen entwickelt. Die Lösung der Gleichungssysteme erfolgt jeweils über Matrixeliminationsverfahren. Dieses direkte Lösungsverfahren führt auch bei Feldern mit kleinen Gradienten und möglicher Strömungsumkehr (Naturkonvektion) zu stabilen Ergebnissen. Die Konsistenz zwischen den einzelnen Feldern wird über eine "äußere" Iteration erzielt /6.1/.

Die Kopplung von Feststoffrechenmodell THERMIX und Konvektionrechenmodell DIREKT findet im Programmablauf bei der instationären Rechnung zeitschrittweise statt. Bei einer stationären Rechnung werden die beiden Programmteile abwechselnd durchlaufen, bis nach einer Reihe von Umläufen eine konsistente Lösung erreicht ist. Der simulierte Wärmeaustausch zwischen dem Feststoffgitter und dem konvektiven Modell erfolgt durch Temperaturdifferenz zwischen Feststoff und Fluid mit einem Wärmeübergangskoeffizienten, der als Funktion des Strömungszustandes vorgegeben wird.

6.2 Rechenmodell

Für die Versuchsanordnung mit zentralem Heizelement ist es wegen der rotationssymmetrischen Geometrie möglich, den Versuchsstand SANA I in 2-dimensionalen Zylinderkoordinaten (r, z) maßstäblich und detailgetreu abzubilden. Der radiale und axiale Wärmetransport ausgehend von einer Wärmequelle (Heizelement) im Inneren durch die Schüttung und die Isolationssysteme zu einer Wärmesenke (äußere Umgebung) kann sowohl stationär bei konstanter Leistung, als auch instationär unter Leistungstransienten, simuliert werden. Mit dem Programmteil DIREKT kann eine sich in der Kugelschüttung ausbildende Naturkonvektion rechnerisch beschrieben werden.

Bei der Konfiguration mit drei zusätzlichen Heizeinrichtungen bilden sich auch azimuthal Wärmeströme aus. Eine vollständige Beschreibung ist in diesem Fall mit dem 2D-Programmpaket nicht mehr möglich. Mit einer Kombination von r, z -Rechnung mit THERMIX/DIREKT, bei der die radiale Leistungsfreisetzung auf dem Umfang verteilt wird, und einer r, φ -THERMIX-Rechnung für die mittlere Schüttungsebene mit diskreten Wärmequellen wird eine rechnerische Approximation des Temperaturfeldes versucht.

6.2.1 Diskretisierung der Geometrie

Für die rechnerische Beschreibung wird ein vertikaler Halbschnitt durch die Anlage mit einem Rechengitter überzogen. Das Gitter umfaßt in radialer Richtung 27 Maschen und in axialer Richtung 57 Maschen. Der Abstand der Gitterlinien wird derart gewählt, daß die Konturen der Bauteile genau abgebildet werden, im Bereich der Kugelschüttung orientiert sich der Gitterabstand am Kugeldurchmesser von 6 cm. Abb. 6.1 zeigt das Feststoffrechengitter für die Anordnung mit zentralem Heizelement. Der Koordinatenursprung liegt auf der Mittelachse bei der Oberkante der Schüttung. Das Konvektionsrechengitter mit 21 x 22 Maschen bildet einen kongruenten Ausschnitt des Feststoffgitters für z von 0 bis 100 cm ab.

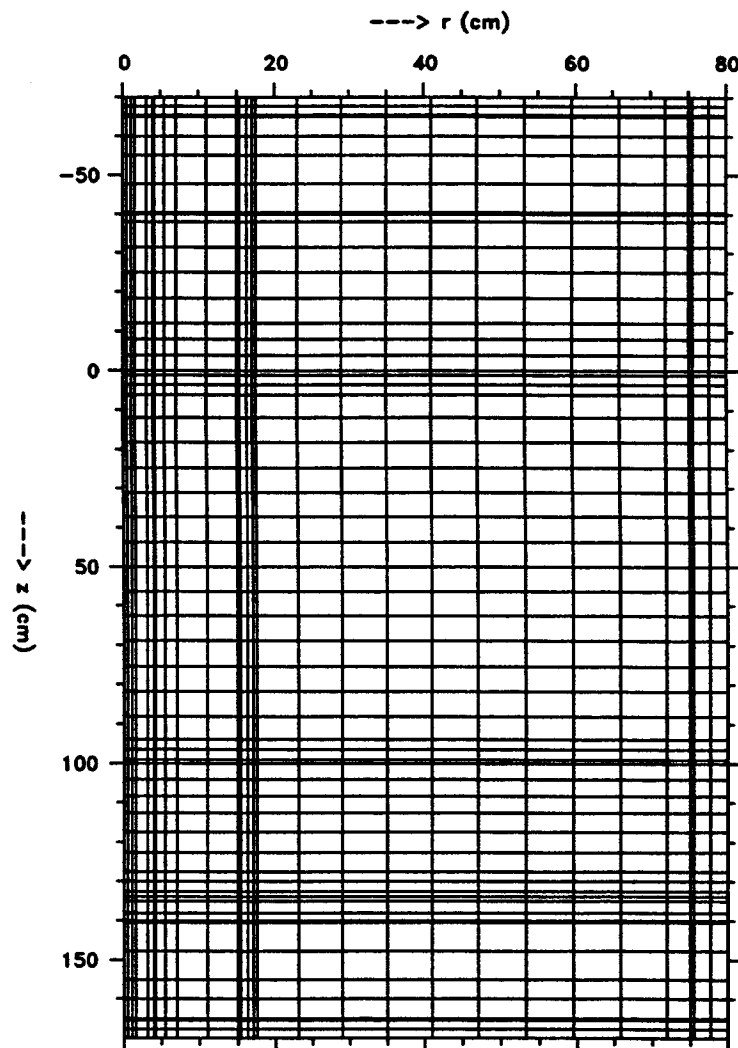


Abb. 6.1 THERMIX-Rechengitter für Versuchsstand SANA I

Beim Heizelement werden das Heizrohr, die Anschlußelektroden sowie das abgesetzte Schutzrohr und der dazwischenliegende Gasspalt einzeln abgebildet. Die zentrale Anschlußhaube mit der innenliegenden Wasserkühlung wird dargestellt ebenso wie der schichtweise Aufbau der unteren Isolation, vgl. Kap. 4.1. Vernachlässigt werden die radialen Anschlußhauben auf Boden und Deckel sowie der Flansch zwischen Behälter und Deckel, deren Einflüsse in den äußeren Übergangsverhältnissen berücksichtigt werden.

6.2.2 Kompositionsbelegung des Gitters, Wahl der Stoffwerte

Die Rechengitter werden bereichsweise mit sogenannten "Kompositionen" belegt. Darunter werden für den Feststoff Zonen mit gleichen Materialeigenschaften wie Wärmeleitfähigkeiten und -kapazitäten verstanden, beim Fluidmodell handelt es sich um Regionen mit gleichen hydraulischen Eigenschaften wie Leervolumenanteil, hydraulischer Durchmesser und Strömungswiderstand.

Für die Heizelementbauteile und die Behälterstrukturen werden die Materialgesetze verwendet, die im THERMIX für Graphit bzw. Stahl implementiert sind, die Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit von der Temperatur sind im Anhang, Abb. C.6 und C.7 aufgetragen. Zwischen Heizstab und Schutzrohr wird ein gasgefüllter, strahlender Spalt angenommen, der Emissionskoeffizient der begrenzenden Graphitwände beträgt $\epsilon = 0,8$. Zur Beschreibung der axialen und gegebenenfalls radialen Isolationseinbauten wird die Stoffwerte-Bibliothek des Programms um die Funktionen der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten für die Isolationsmaterialien nach Herstellerangaben erweitert, vgl. Abb C.4 bis C.6. Für den Einsatz unter Heliumatmosphäre wird ein Multiplikator für die Wärmeleitfähigkeit von 2,5 bis 2,7 berücksichtigt.

Die Kugelschüttung wird als homogenisierte poröse Phase simuliert. Zur Beschreibung der Wärmeleitfähigkeit wird das Modell von Zehner/Bauer/Schlünder gemäß Gln. 3.5 mit freien Parametern in das Programm eingebaut, so daß die charakteristischen Parameter einzeln variiert werden können, vgl. Kap. 3.3. Als Feststoff wird Elektrographit und als Fluid wird Stickstoff oder Helium gewählt. Der Druckverlust und damit der Strömungswiderstand der Kugelschüttung wird vom Programm gemäß KTA-Regel 3102.3 /6.7/ berechnet. Für den Wärmeübergang vom Feststoff an das Fluid verwendet DIREKT die Formulierungen nach KTA-Regel 3102.2 /6.7/, worin eine Funktion von Nußelt- und Reynoldszahl angegeben ist. Die Beziehung gilt ab einer Reynoldszahl von 10^2 , für den darunter liegenden Bereich, der für die freie Konvektion relevant ist, wird die Formulierung nach VDI-Wärmeatlas /6.8/ benutzt.

Um die Randeinflüsse in der Kugelschüttung zu berücksichtigen, ist sowohl innen am Schutzrohr als auch außen vor der Behälterwand ein Bereich von der Breite einer halben Kugeklage (3 cm) mit erhöhtem Lückenanteil vorgesehen. Er beträgt innen bis zu 78 % und außen 48 % gegenüber einem Lückengrad von 39 bis 41 % im Innern der Schüttung. Die erhöhte Porosität in der Randzone verringert die radiale Wärmeleitfähigkeit, vgl. Kap. 3.2.3, erleichtert dagegen den konvektiven Wärmetransport durch einen größeren relativen Strömungsquerschnitt.

6.2.3 Anfangs- und Randbedingungen

Für eine stationäre Rechnung muß das Feststoffgitter mit geschätzten Temperaturen für jede Komposition vorbelegt werden. Bei einer instationären Rechnung kann das Ergebnis eines stationären Laufs als Restart-Feld verwendet werden.

Bei den Randbedingungen kennt THERMIX zwei unterschiedliche Arten. Zum einen besteht die Möglichkeit eine adiabaten Rand zu definieren, über den kein Wärmestrom austreten kann. Diese Bedingung gilt immer für die Zylinderachse, und kann sonst nur für die äußere Berandung gewählt werden. Die zweite Möglichkeit einer Randbedingung besteht darin, für eine Komposition eine feste Temperatur zu setzen und den Wärmeeintritt in diese Zone über einen vorgegebenen Wärmeübergangskoeffizienten zu spezifizieren. Diese Temperaturrandbedingung wird am Modell für den Versuchstand SANA gewählt, um den Wärmeübergang aus dem Behälter an die Umgebung zu beschreiben. Dazu wird der Mantel in bis zu 7 Zonen aufgeteilt, und jeder Zone wird ein Übergangskoeffizient zugewiesen. Für Vorausrechnungen werden die Koeffizienten nach VDI-Wärmeatlas /5.1/ abgeschätzt, für die Nachrechnungen der Experimente werden sie gemäß Kap. 5.2.1.2 aus den gemessenen Temperaturfeldern ermittelt.

Die Wärmefreisetzung in den Heizelementen wird durch Angabe von Quelldichten für die jeweiligen Kompositionen simuliert. Somit kann die Verteilung der Leistung auf Heizrohr und Anschlußelektroden berücksichtigt werden. Für die instationären Rechnungen besteht die Möglichkeit, die Leistungsdichteverteilung zeitabhängig vorzugeben, um so beliebige Leistungssprünge, -rampen und Abklingkurven zu nachzubilden.

Für die Berücksichtigung der Kühlung bestehen zwei Möglichkeiten. Entweder wird analog zur Wärmequelle eine Senkendichte eingeführt, das Programm ermittelt dann eine mittlere Temperatur, oder es werden als Temperaturrandbedingung eine Kühlwassertemperatur und ein Wärmeübergangskoeffizient gegeben. Das Programm bestimmt dann den in der Komposition dissipierenden Wärmestrom. In beiden Fällen können numerische Ergebnisse mit experimentellen Werten verglichen werden.

6.3 Ergebnisse der Berechnung der stationären Felder

Begleitend zu den Experimenten werden sämtliche gemessene stationäre Fälle numerisch simuliert, um Aussagen über den gesamten experimentell abgedeckten Leistungs- und Temperaturbereich zu erhalten. Es sollen hier Rechenergebnisse für die ausgewählten Fälle wiedergegeben werden, die bereits in Kap. 5 Gegenstand der qualitativen und analytischen Betrachtung gewesen sind. Der Schwerpunkt der Auswertung liegt auf der Gegenüberstellung von gemessenen und gerechneten Temperaturen.

Dazu werden radiale und axiale Schnitte durch das Rechengitter gelegt und die gerechneten Temperaturen werden durch einen Linienzug verbunden über dem Radius oder der Höhe aufgetragen. Die radialen Schnitte liegen bei 12, 50 und 88 cm unter der Schüttungsoberkante also in der 80er, 20er, und 90er Meßebeine, die axialen Schnitte werden auf einem Radius von 23 und 47 cm von der Mittelachse gesetzt. In den Diagrammen sind zusätzlich die Meßwerte auf den Schnittebenen durch Symbole markiert eingetragen.

6.3.1 Versuche mit zentralem Heizelement

Zunächst wird der als Referenzfall für die Anlage zu betrachtende Versuch bei leerem Ofen, mit radialer Isolation und Stickstoffatmosphäre bei 20 kW nachgerechnet. Abb. 6.2 zeigt die sehr gute Übereinstimmung von gerechneten und gemessenen Werten, insbesondere die Temperaturen in den axialen Isoaltionen werden von der Rechnung gut getroffen.

Abb. 6.3 und 6.4 geben die Ergebnisse für die stationären Felder bei Vollast der Fahrten mit Kugelschüttung ohne radiale Isolation für Stickstoff bzw. für Helium wieder. Deutlich wird die durch freie Konvektion hervorgerufene axiale Temperaturschichtung. Sie ist bei Stickstoff wesentlich ausgeprägter als im Heliumfall und wird für beide Fluide vom Programm DIREKT zutreffend beschrieben. Zur Illustration der unterschiedlichen konvektiven Umverteilung, sind in Abb. 6.5 die jeweiligen Isothermenverläufe dargestellt.

Die Bilder 6.6 und 6.7 zeigen die Vollastverhältnisse aus den Versuchen mit Kugelschüttung und radialer Isolation wiederum für Stickstoff und für Helium. Auffällig ist dabei die bei Heliumpenetration stark verringerte Wirkung der radialen Isolationschicht, wodurch das Temperaturniveau im Heliumfall deutlich niedriger liegt. Das Programm liefert unter Berücksichtigung dieses Effekts gute Ergebnisse.

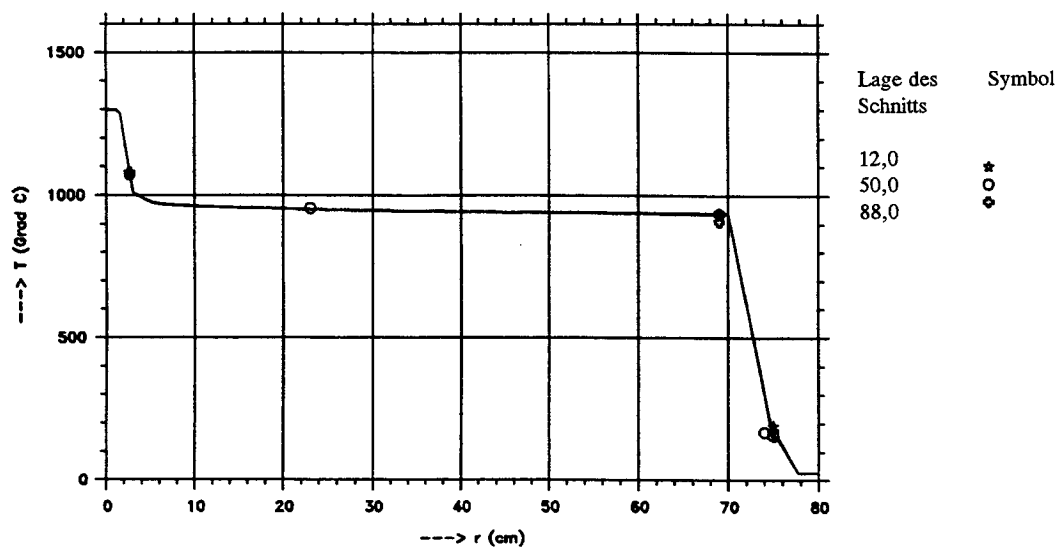


Abb. 6.2 a Gerechnete radiale Profile und gemessene Werte, leerer Ofen, radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

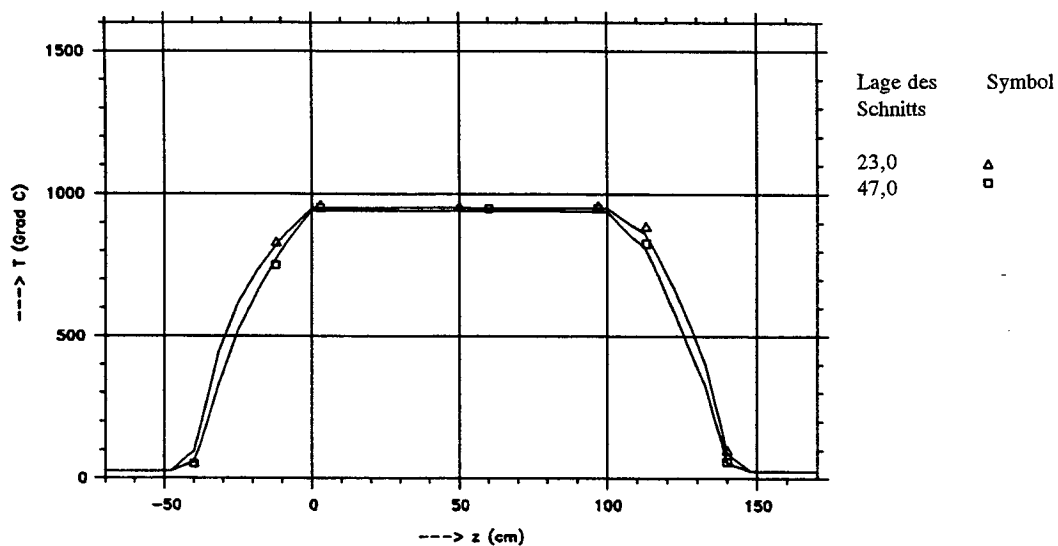


Abb. 6.2 b Gerechnete axiale Profile und gemessene Werte, leerer Ofen, radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

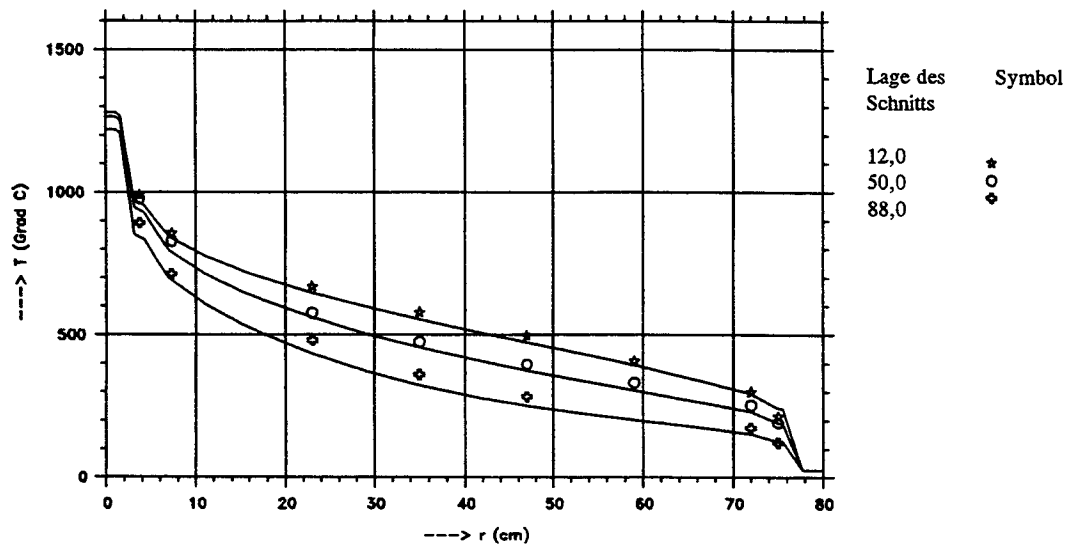


Abb. 6.3 a Gerechnete radiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

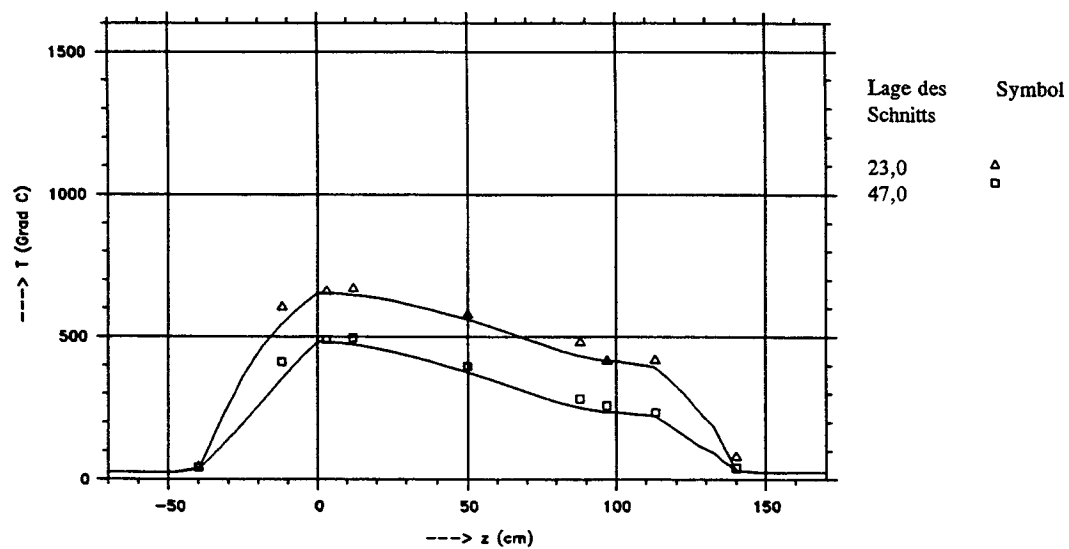


Abb. 6.3 b Gerechnete axiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

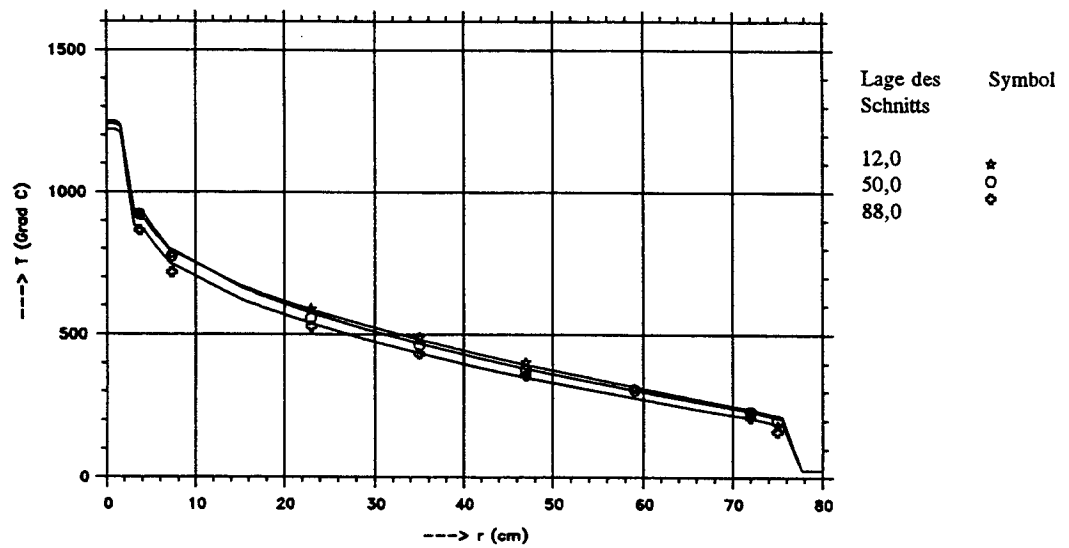


Abb. 6.4 a Gerechnete radiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Helium

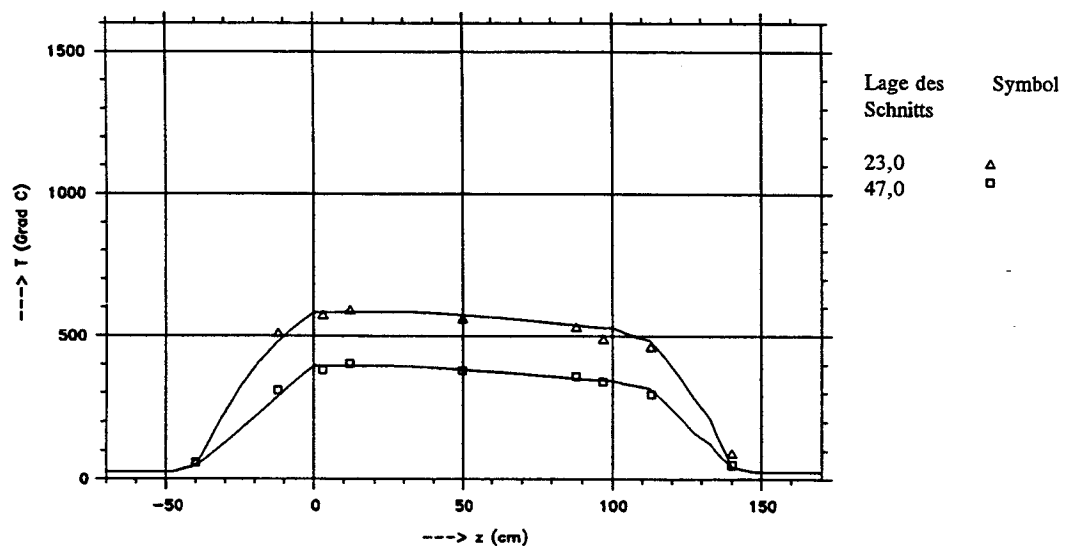


Abb. 6.4 b Gerechnete axiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Helium

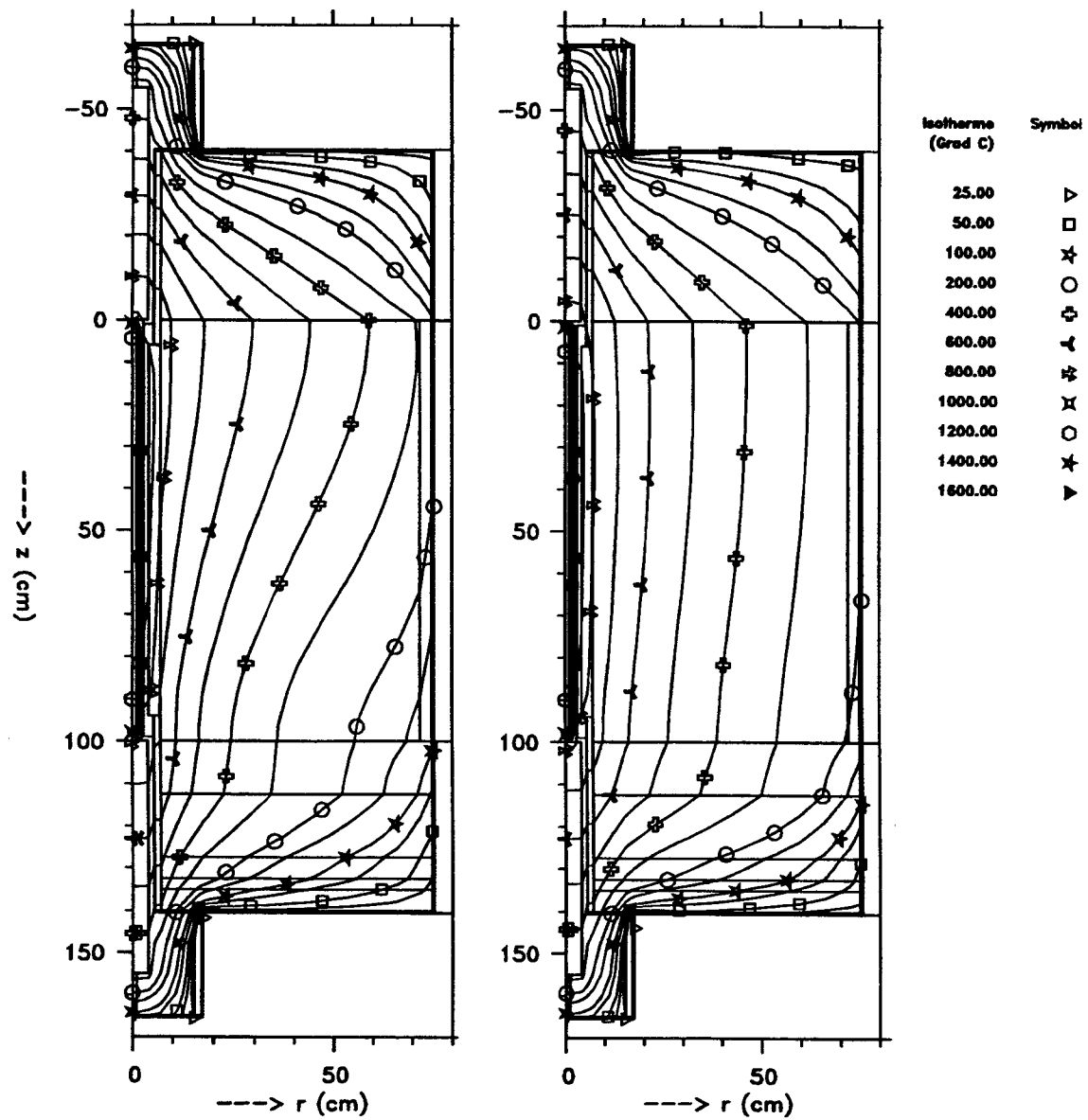


Abb. 6.5 Isothermenverläufe für Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, links Stickstoff und rechts Helium

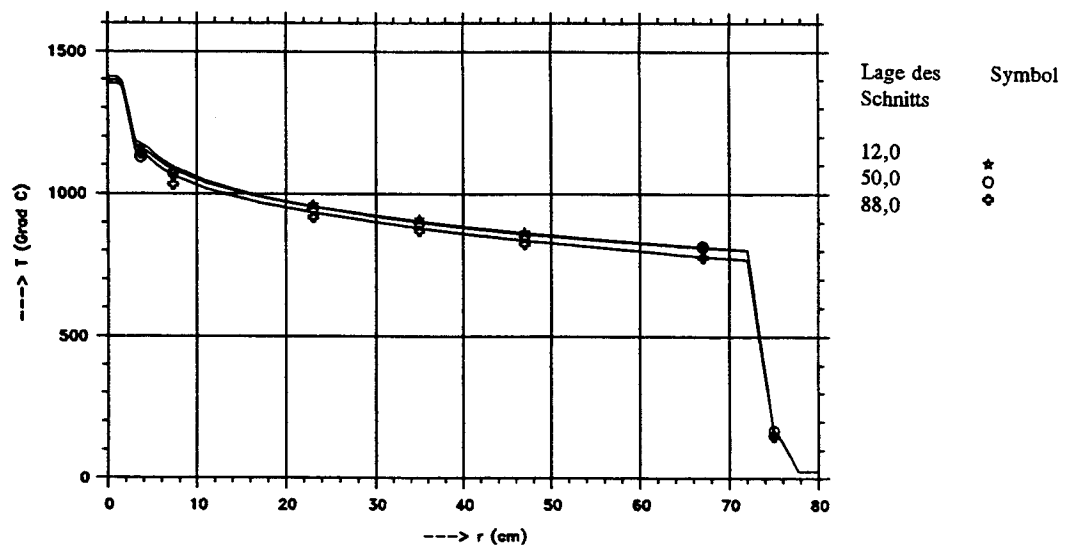


Abb. 6.6 a Gerechnete radiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

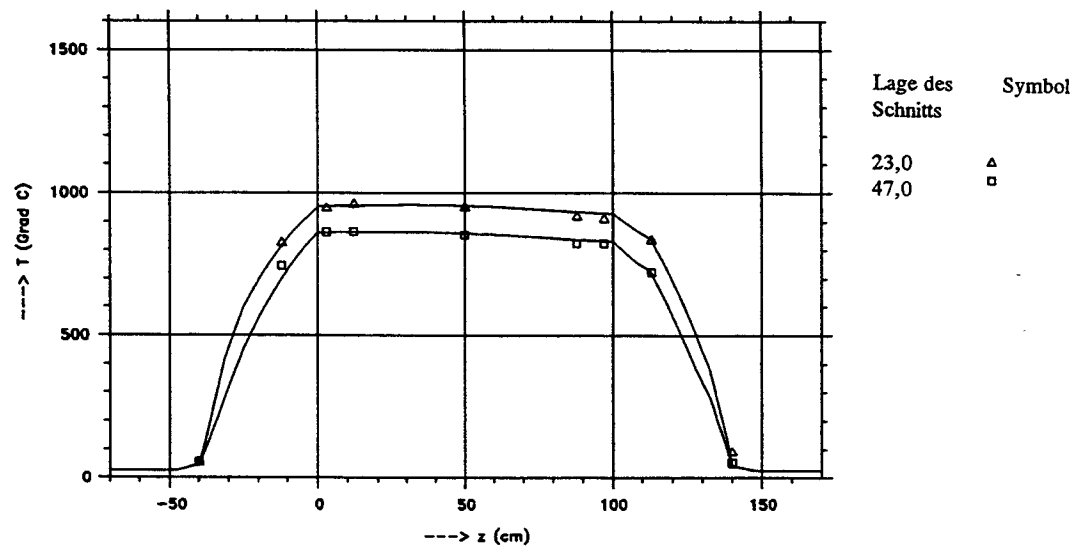


Abb. 6.6 b Gerechnete axiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

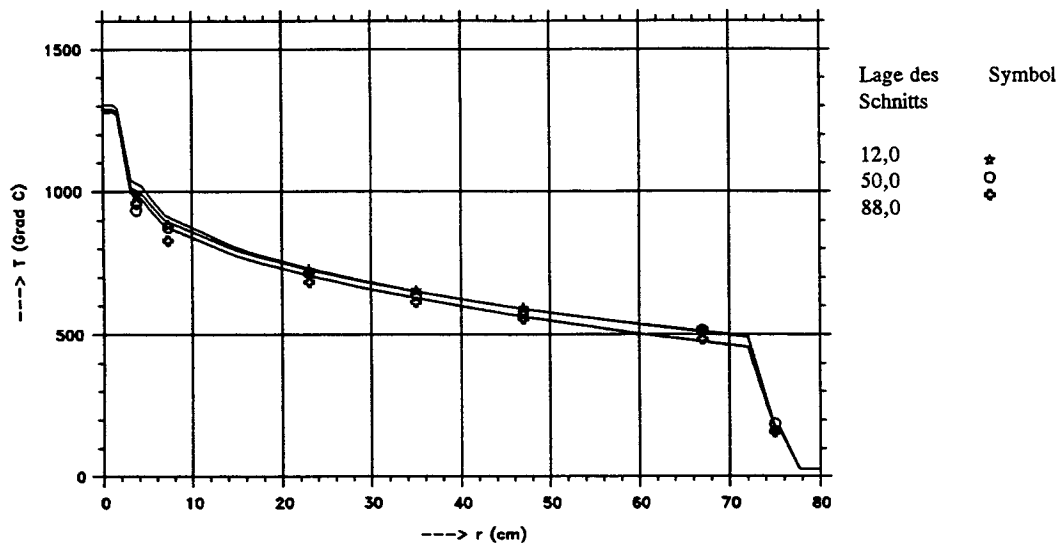


Abb. 6.7 a Gerechnete radiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, radiale Isolation, 20 kW, Helium

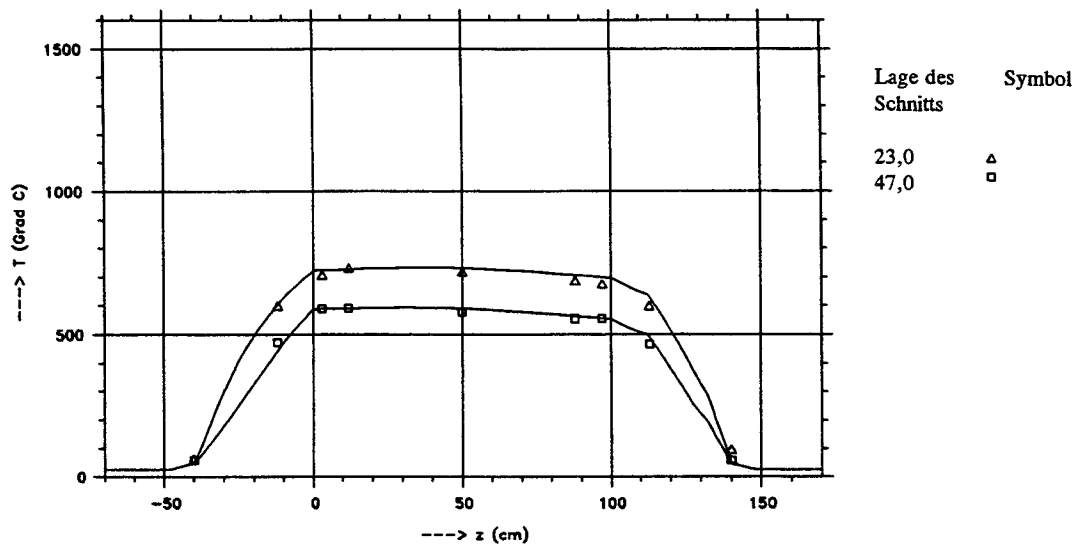


Abb. 6.7 b Gerechnete axiale Profile und gemessene Werte, Kugelschüttung, radiale Isolation, 20 kW, Helium

6.3.2 Versuche mit drei zusätzlichen Heizelementen

Bei den Versuchsfahrten mit drei zusätzlichen, radial in der Schüttung angeordneten Heizelementen bilden sich Wärmeströme in allen drei Raumrichtungen aus. Bei der numerischen Abbildung mit dem 2-dimensionalen Programm THERMIX/DIREKT wird versucht, die Verhältnisse durch zwei Rechnungen in unterschiedlichen Geometrien anzunähern. Zum einen wird ein horizontaler Schnitt durch die Anlage in Höhe der Schüttungsmittle in einem r, φ -Gitter beschrieben. Darin können die zusätzlichen Heizelemente detailliert abgebildet werden, so daß die Temperaturüberhöhung in deren Umgebung gegenüber der ungestörten Schüttung ermittelt werden kann. In dieser Geometrie arbeitet ausschließlich das Feststoffrechenmodell. Die axialen Wärmeströme können definitionsgemäß nicht berechnet werden.

Eine zweite Rechnung findet in der bekannten r, z -Geometrie statt. Die zusätzlichen Heizelemente mit Anschlußelektroden und Kühlung werden darin über dem Umfang "verschmiert", also als in die Anlage eingebrachter Zylinder beschrieben. Die azimuthalen Flüsse können nicht berechnet werden. Der Programmteil DIREKT wird angewendet, um die konvektive Umverteilung der Wärme zu beschreiben. Für die Strömung ist der Heizzyylinder durchlässig.

Abb. 6.8 zeigt die Ergebnisse für die r, φ -Rechnung im Vollastfall Kugelschüttung ohne Isolation in Stickstoffatmosphäre. In Bild a sind die radialen Profile durch ein zusätzliches Heizelement und durch die ungestörte Schüttung aufgetragen, darunter sind azimuthale Verläufe auf Radien von 23, 47 und 75 cm dargestellt. Die eingetragenen Meßwerte lassen sich mit den Kurven unerwartet gut korrelieren. Offenbar stellt die mittlere Ebene eine Art "neutrale Faser" dar, bei der sich axial ein- und aus-tretende Wärmeströme die Waage halten, die Konvektion hat dort einen geringen Einfluß. In der r, z -Geometrie kann die Überhöhung an den radialen Heizelementen nicht korrekt wiedergegeben werden. Die Verhältnisse in der ungestörten Schüttung werden jedoch hinreichend genau beschrieben, Abb. 6.9. Die axiale Temperaturschichtung fällt durch den gleichmäßigeren radialen Wärmeeintrag geringer aus als gemessen. Sowohl Zentral- als auch Wandtemperaturen werden gut getroffen.

Abbildungen 6.10 und 6.11 zeigen die Verhältnisse für die Leistungsfreisetzung nur aus den radialen Heizelementen. Für die r, φ -Rechnung werden die Temperaturen im Kern überschätzt, da dort keine axiale Dissipation gerechnet wird. Die Rechnung in r, z liefert qualitativ richtige Ergebnisse, kann aber die lokalen Strömungsphänomene im Bereich der radialen Heizelemente nur annähern. Das Temperaturniveau außen wie innen wird jedoch sehr gut wiedergespiegelt.

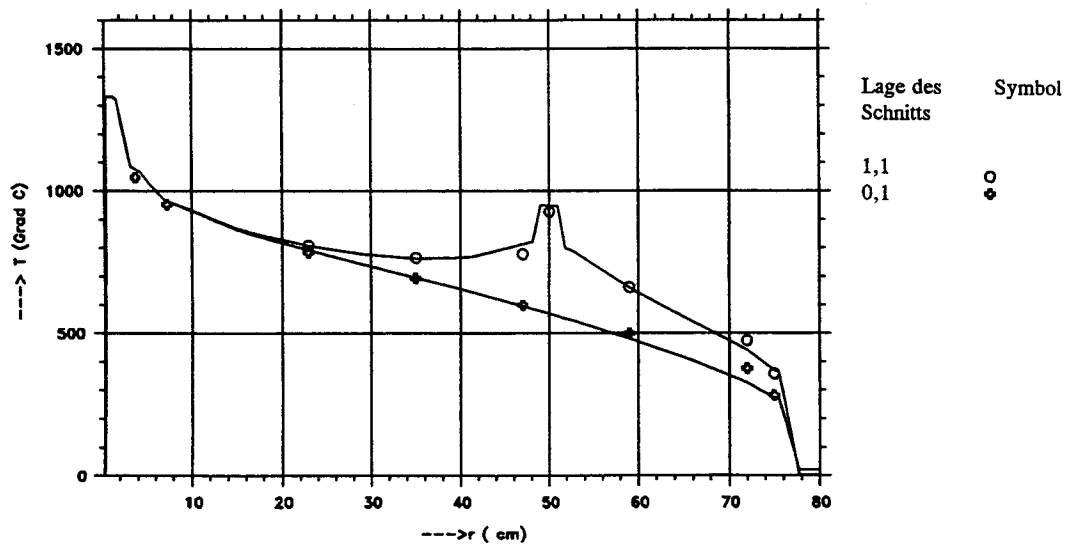


Abb. 6.8 a Gerechnete radiale Profile (r, φ -Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW + 3x9 kW, Stickstoff

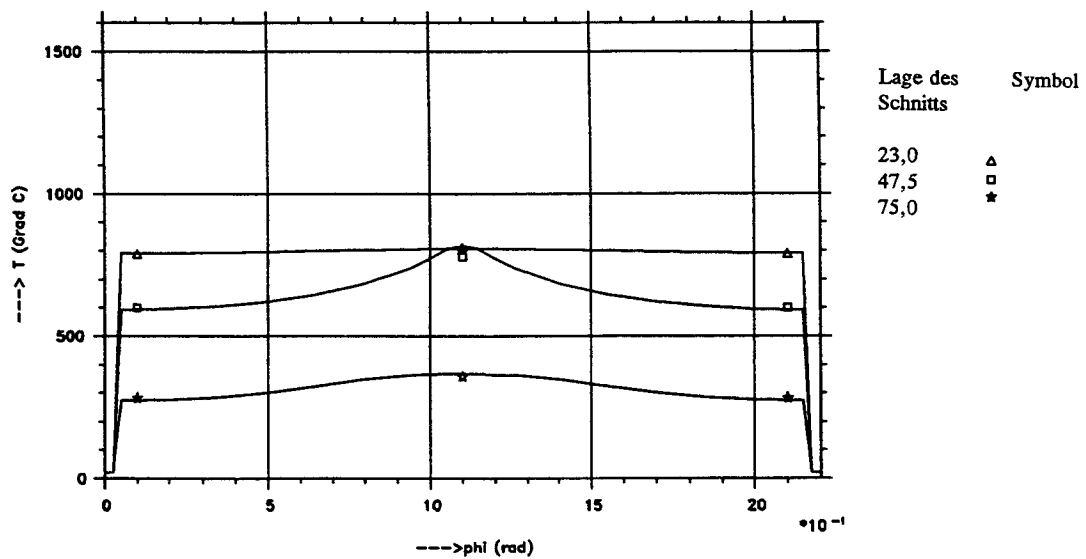


Abb. 6.8 b Gerechnete azimuthale Profile (r, φ -Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW + 3x9 kW, Stickstoff

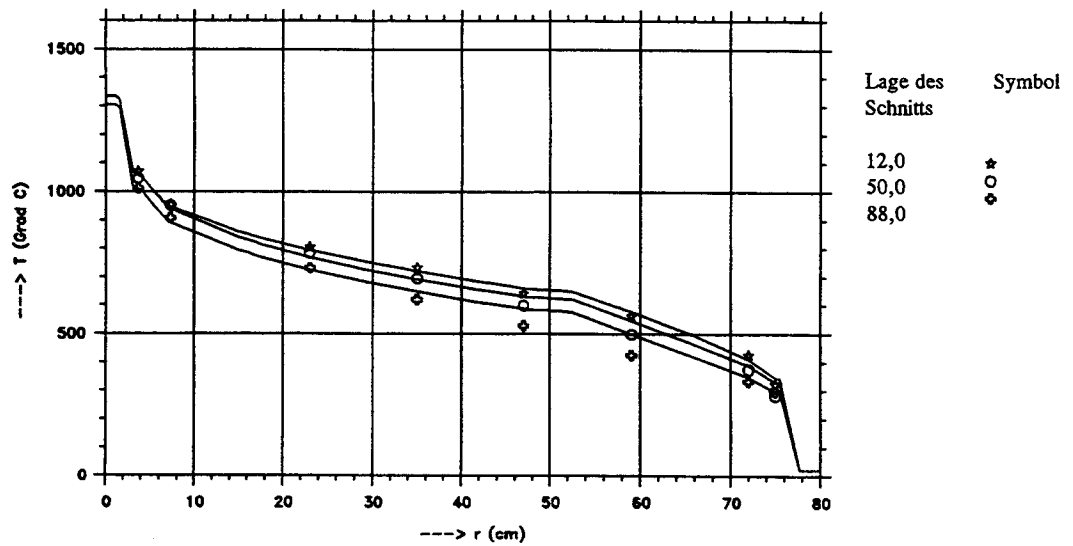


Abb. 6.9 a Gerechnete radiale Profile (r,z-Geometrie) und gemessene Werte (Mittelebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW + 3x9 kW, Stickstoff

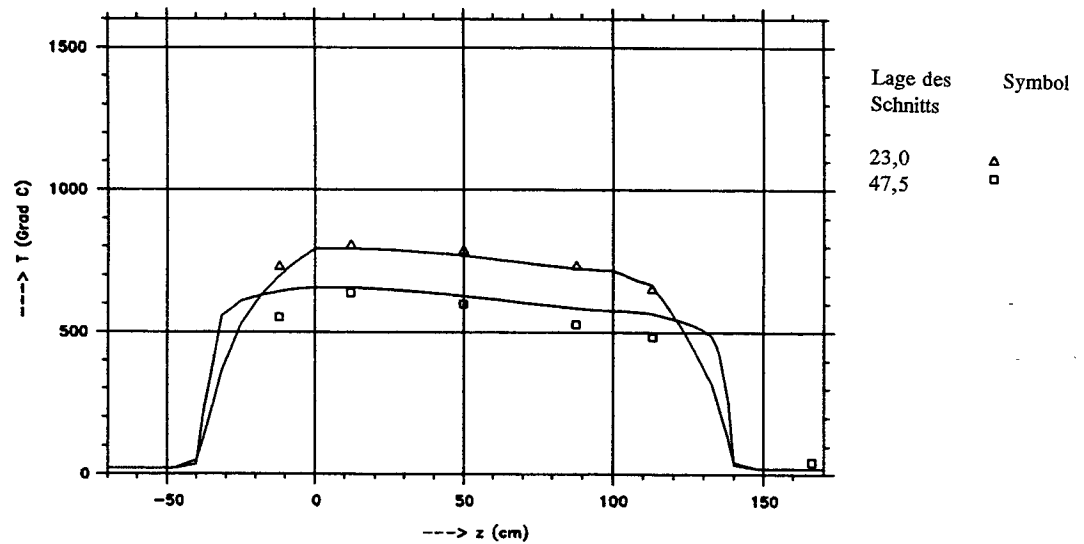


Abb. 6.9 b Gerechnete axiale Profile (r,z-Geometrie) und gemessene Werte (Mittelebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW + 3x9 kW, Stickstoff

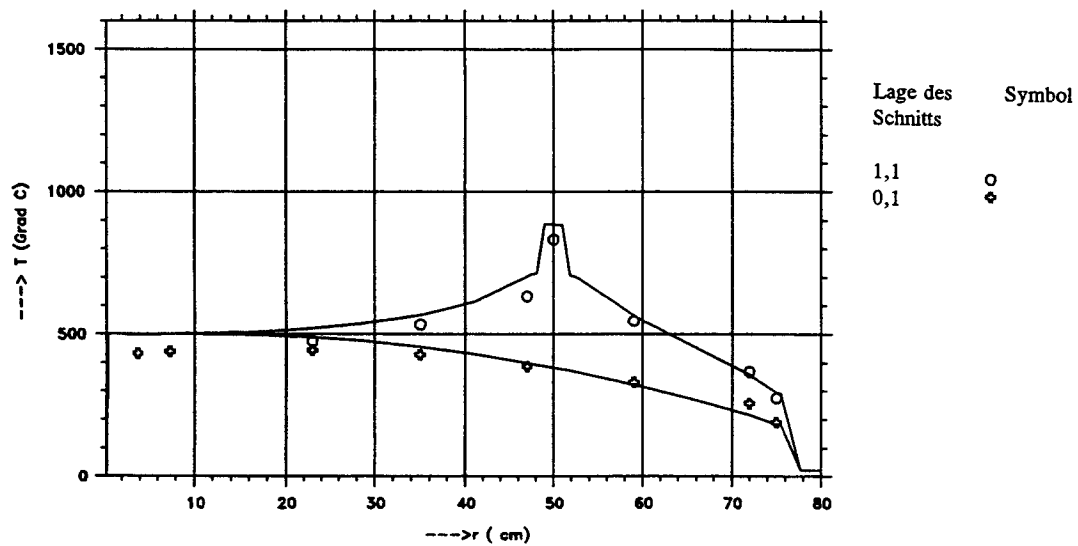


Abb. 6.10 a Gerechnete radiale Profile (r, φ -Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 0 kW + 3x9 kW, Stickstoff

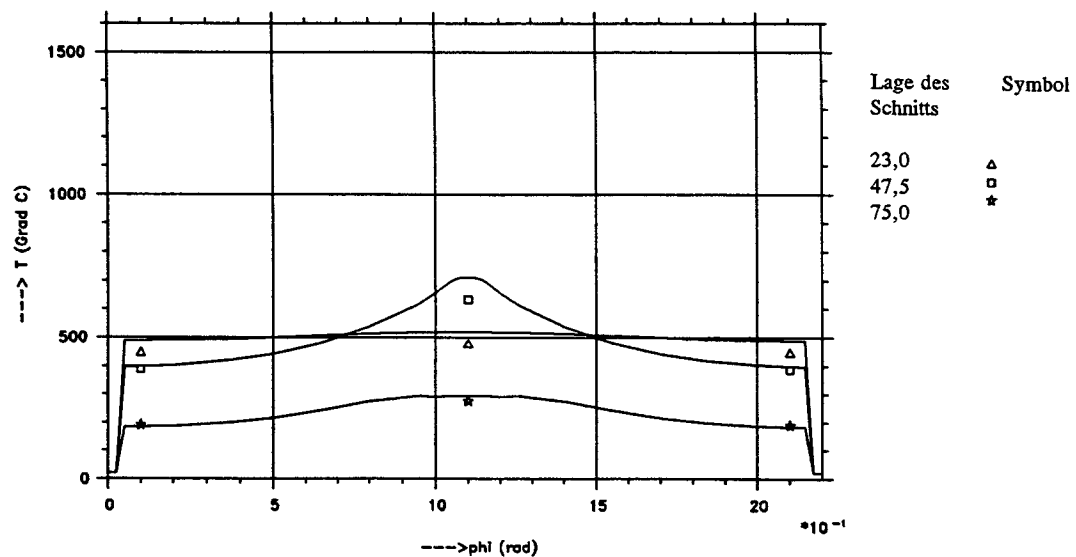


Abb. 6.10 b Gerechnete azimuthale Profile (r, φ -Geometrie) und gemessene Werte (Mittlebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 0 kW + 3x9 kW, Stickstoff

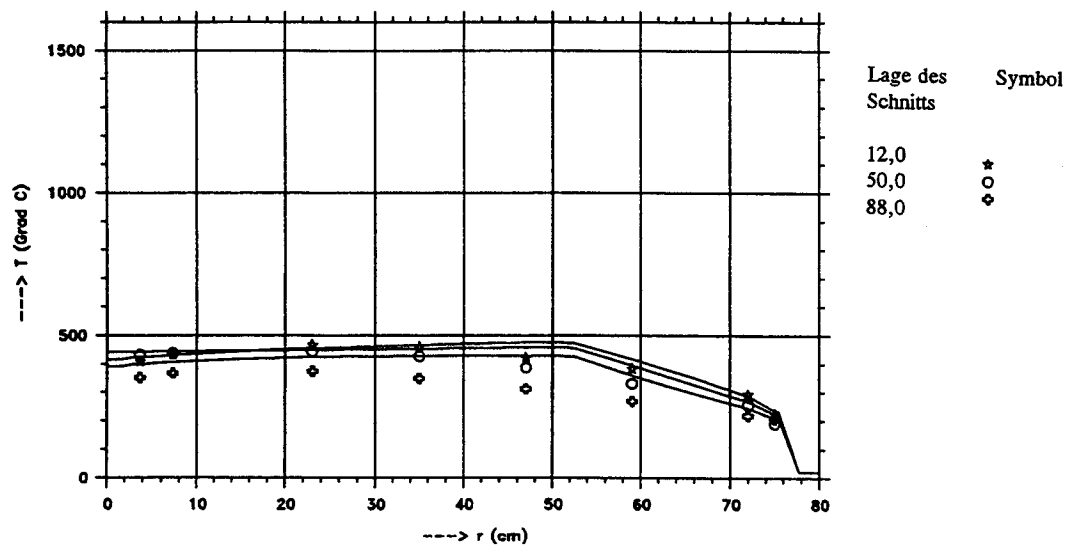


Abb. 6.11 a Gerechnete radiale Profile (r,z-Geometrie) und gemessene Werte (Mittelebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 0 kW + 3x9 kW, Stickstoff

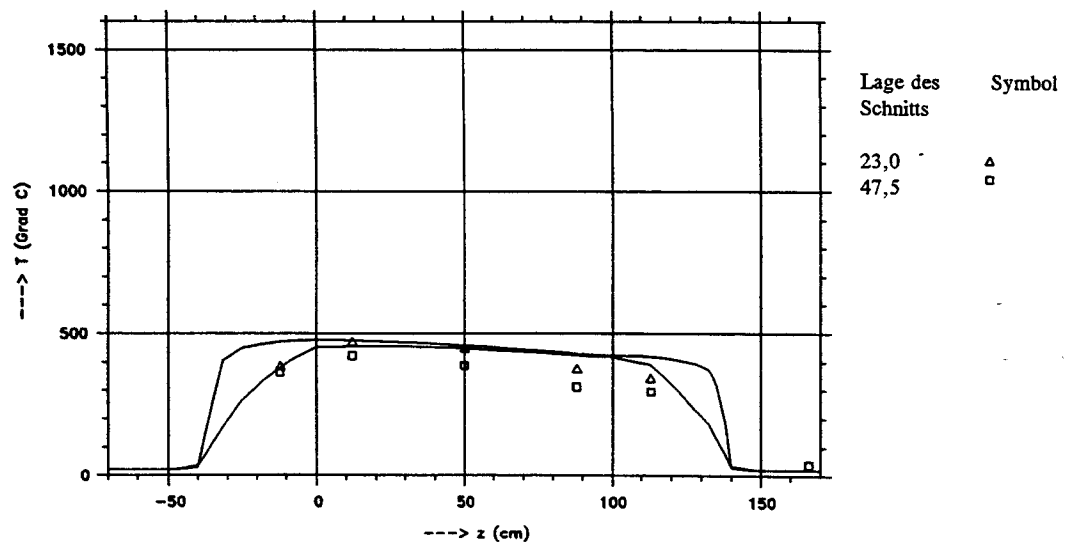


Abb. 6.11 b Gerechnete axiale Profile (r,z-Geometrie) und gemessene Werte (Mittelebene), Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 0 kW + 3x9 kW, Stickstoff

6.4 Simulation von Leistungstransienten

Das Programmpaket THERMIX/DIREKT wird insbesondere zur Untersuchung der Dynamik von Störfällen verwendet. Eine Gegenüberstellung von instationären Ausgleichsvorgängen im Versuchsstand und deren numerischer Simulationen ist daher von besonderem Interesse.

Ausgehend von stationären Fällen in der Anordnung mit zentralem Heizelement, ohne radiale Isolation, werden dem Heizelement Leistungssprünge aufgeprägt. Die damit einsetzenden thermischen Ausgleichsvorgänge bis zum Erreichen eines neuen stationären Zustandes werden meßtechnisch erfaßt. Wegen der thermisch trägen Charakteristik des Systems sind Zeitkonstanten von 3 bis 4 Tagen zwischen zwei stationären Punkten zu erwarten.

Bei der numerische Simulation wird ein gerechnetes stationäres Temperaturfeld als Anfangsverteilung für die Leistungstransiente vorgegeben. Über eine zeitabhängige Leistungsverteilung können Art und Verlauf der Transiente vorgegeben werden. Ein Sprung stellt wegen der zwar anfangs hohen Anregung, die aber allmählich gegen null geht, hohe Anforderungen an die numerische Stabilität des Lösungsverfahrens.

In Abbildungen 6.12 und 6.13 sind die gerechneten und gemessenen Verläufe bei Leistungssprüngen von 10 auf 20 kW und 20 auf 10 kW für Stickstoff bzw. für Helium aufgetragen. Die durchgezogenen Kurven geben die Rechenergebnisse wieder, die Symbole stehen für gemessene Werte. Es werden hier die Temperaturmeßstellen der mittleren Schüttungsebene 20, 21, 22, 24, 26 und 28 gemäß Meßstellenplan aus Abb. 5.4, bzw. die ihnen zugeordneten Punkte im Rechengitter dargestellt.

Aus den Verläufen kann abgeleitet werden, daß das Programm das dynamische Verhalten des Systems genau abbildet. Kleinere Abweichungen, wie sie auch bei den stationären Fällen zum Teil zu beobachten sind, zeigen einen weitgehend parallelen Verlauf von gerechnetem und gemessenem Profil, was wiederum die dynamisch richtige Simulation bestätigt.

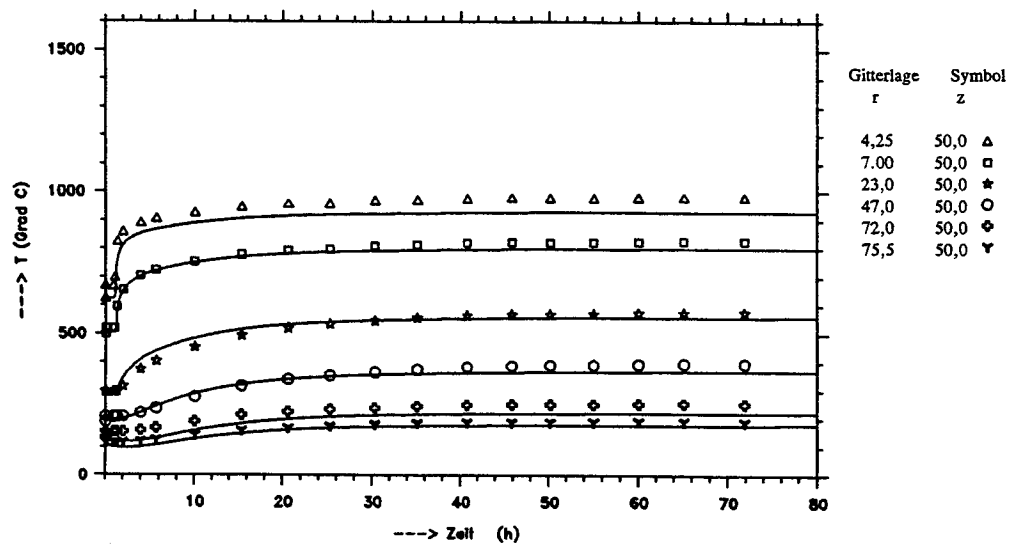


Abb. 6.12 a Temperatur-Zeit-Verläufe (mittlere Ebene) bei Leistungssprung von 10 auf 20 kW, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Stickstoff

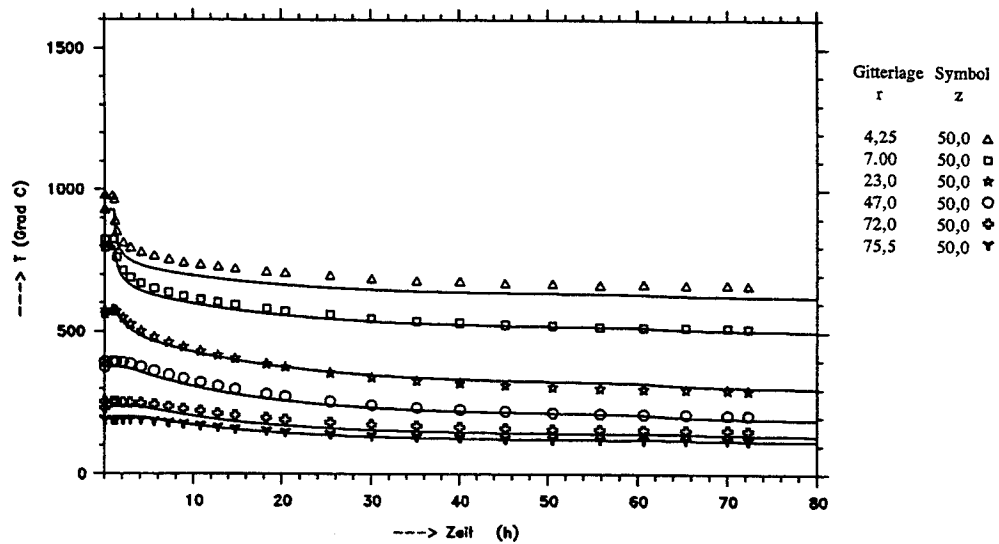


Abb. 6.12 b Temperatur-Zeit-Verläufe (mittlere Ebene) bei Leistungssprung von 20 auf 10 kW, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Stickstoff

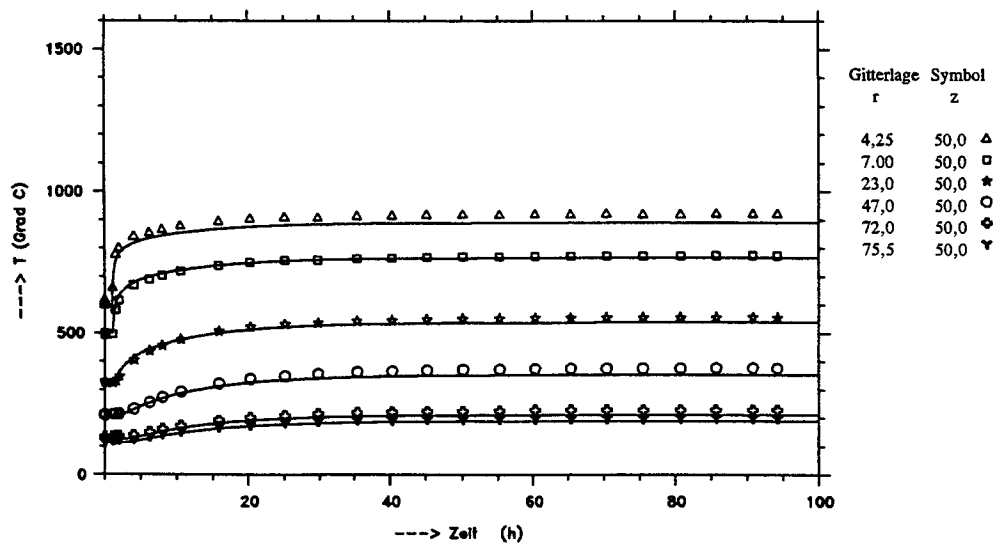


Abb. 6.13 a Temperatur-Zeit-Verläufe (mittlere Ebene) bei Leistungssprung von 10 auf 20 kW, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Helium

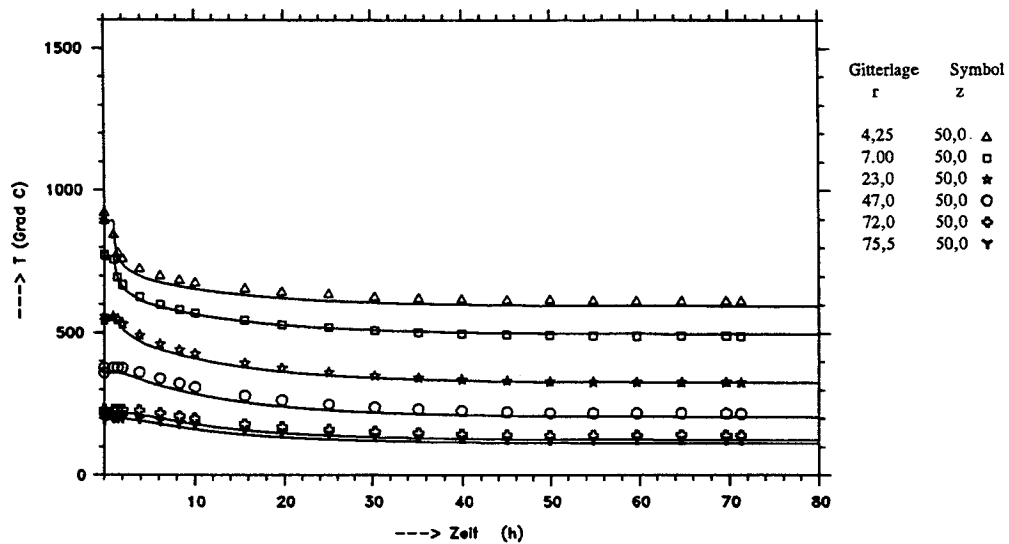


Abb. 6.13 b Temperatur-Zeit-Verläufe (mittlere Ebene) bei Leistungssprung von 20 auf 10 kW, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Helium

6.5 Diskussion der Ergebnisse

Die Nachrechnungen der Experimente mit zentralem Heizelement durch das Programmsystem THERMIX/DIREKT führen insgesamt zu einer guten Übereinstimmung von gerechneten und gemessenen Werten. Das neu konzipierte Programm DIREKT ist qualifiziert, die Naturkonvektionsvorgänge bei geringem Systemdruck (1 bar) sowohl für Stickstoff als auch für Helium exakt zu beschreiben. Die Dynamik von thermischen Ausgleichsvorgängen nach Leistungstransienten wird zutreffend nachgebildet. Die angestrebte Validierung der Programme kann in dem hier betrachteten und für den Nachwärmeabfuhrstörfall beim HTR relevanten Spektrum als gelungen gelten.

Allerdings zeigen die Rechnungen im Rahmen von Parametervariationen, daß eine Kenntnis der Stoffwerte sowie geometrischer Einflußgrößen von großer Bedeutung für eine genaue Rechnung sind. Bei der effektiven Wärmeleitfähigkeit der Kugelschüttung, die für die Simulationen nach dem Zellenmodell von Zehner/Schlünder/Bauer berechnet wird, muß ein Kontaktflächeneinfluß nach Gl. 3.6 von $s=0,017$ bis $0,02$ berücksichtigt werden. Dieser Effekt erhöht für den insbesondere bei niedrigen Temperaturen gut leitenden Elektrographit die effektive Schüttungsleitfähigkeit signifikant, für den deutlich schlechter leitenden bestrahlten Matrixgraphit ist der Einfluß vernachlässigbar gering, vgl. Abb. 3.10. Die Abflachung der Kugeln ist plausibel, da es sich um gebrauchte handelt, die bereits an Umwälzexperimenten teilgenommen haben. Im Randbereich der Schüttung muß eine erhöhte Porosität und damit eine verschlechterte Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt werden. Die nach Kap. 5.2.1.2 aus den Meßwerten ermittelten äußeren Wärmeübergangskoeffizienten führen zu einer zutreffenden numerischen Berechnung der Wandtemperaturen. Die analytische Abschätzung mittels eindimensionaler Transportansätze kann somit gerechtfertigt werden.

Für die Versuchsfahrten mit drei zusätzlichen Heizelementen können die sich ausbildenden 3-dimensionalen Temperaturfelder durch THERMIX/DIREKT-Rechnungen in zwei Ebenen hinreichend genau approximiert werden. Die Überhöhung der Temperaturprofile im Bereich der radialen Heizelemente wird durch die Rechnung für den horizontalen Schnitt auf halber Schüttungshöhe sehr gut wiedergegeben. Der vertikale Schnitt, gerechnet mit Konvektion, spiegelt die integralen Wärmetransportverhältnisse zutreffend wieder, sowohl Zentraltemperaturen als auch Randtemperaturen werden genau berechnet. Diese Tatsache läßt darauf schließen, daß vor dem Hintergrund der Demonstration des Wärmetransportes durch die Schüttung, die Nachbildung der Wärmeproduktion in der Schüttung mit diskreten Heizelementen ebenso zulässig ist, wie die Beschreibung der sich einstellenden Verhältnisse mit 2-dimensionalen Rechenprogrammen.

6.6 Vergleich zu Rechnungen mit Programm TINTE

Begleitend zu den Experimenten mit zentralem Heizelement ohne radiale Isolation wird auch das Reaktordynamikprogramm TINTE zur numerischen Abbildung der Versuche eingesetzt. Ziel der Untersuchungen ist einerseits die Validierung des Programms TINTE unter störfallrelevanten thermischen Bedingungen und andererseits die direkte Gegenüberstellung der Ergebnisse mit denen des Programms THERMIX. Beide Programme werden zur Störfallsimulation herangezogen.

Es handelt sich bei dem Programm TINTE um einen Computer-Code zur Beschreibung des nuklearen und thermischen transienten Verhaltens eines HTR unter Berücksichtigung der gegenseitigen Rückkopplungseffekte. Das Programm arbeitet in zweidimensionaler r,z -Geometrie. Wegen seines guten Konvergenzverhaltens empfiehlt sich der Thermofluidodynamik-Teil von TINTE insbesondere für die Berechnung von Naturkonvektionsvorgängen, /6.9/

Ähnlich wie für das Programm THERMIX in Kap. 6.1 beschrieben, wird die Geometrie des Versuchsstandes in einem finite Differenzen-Gitter abgebildet, welches mit Bereichen belegt wird, denen die jeweiligen Material- und strömungsmechanischen Eigenschaften zugewiesen werden. Die verwendeten Stoffgesetze werden mit denen aus THERMIX abgeglichen, auch hier wird die Leitfähigkeit der Kugelschüttung über das Modell von Zehner/Schlünder/Bauer mit freien Parametern beschrieben.

Abb. 6.14 zeigt an Hand zweier ausgewählter stationärer Fälle für 20 kW Leistung bei Stickstoff- bzw. bei Heliumatmosphäre die gerechneten Profile und die gemessenen Werte der Schüttungstemperaturen. Die gute Übereinstimmung ist offensichtlich, die konvektive Wärmeumverteilung wird richtig abgebildet..

In Abb. 6.15 sind exemplarisch für den Heliumfall die Temperaturverläufe in der mittleren Schüttungsebene über der Zeit aufgetragen, die sich bei einem Leistungssprung von 10 auf 20 kW bzw. von 20 auf 10 kW ergeben. Die gemessenen und die gerechneten Verläufe stimmen überein oder verlaufen bei einer Abweichung im Startprofil weitgehend parallel. Die Dynamik des Systems wird zutreffend beschrieben.

Die Programme THERMIX/DIREKT und TINTE führen, einen Abgleich der Stoffwerte und Randbedingungen vorausgesetzt, bei thermofluiddynamischen Rechnungen im für die Nachwärmeabfuhr beim Hochtemperaturreaktor relevanten Bereich zu übereinstimmenden, experimentell begründeten Ergebnissen.

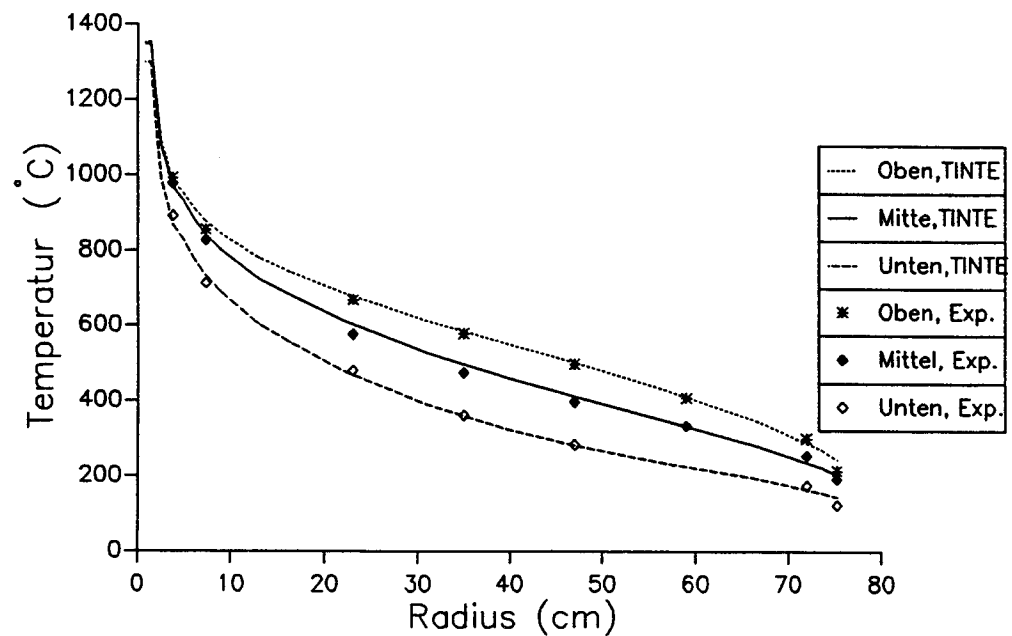


Abb. 6.14 a Gerechnete Profile (Programm TINTE) und gemessene Werte, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Stickstoff

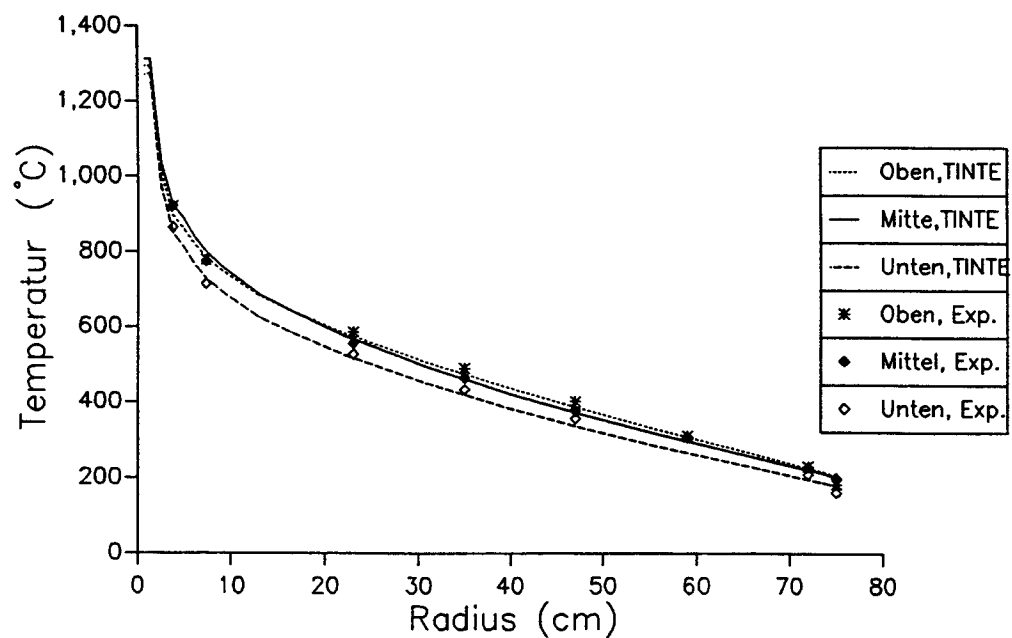


Abb. 6.14 b Gerechnete Profile (Programm TINTE) und gemessene Werte, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, 20 kW, Helium

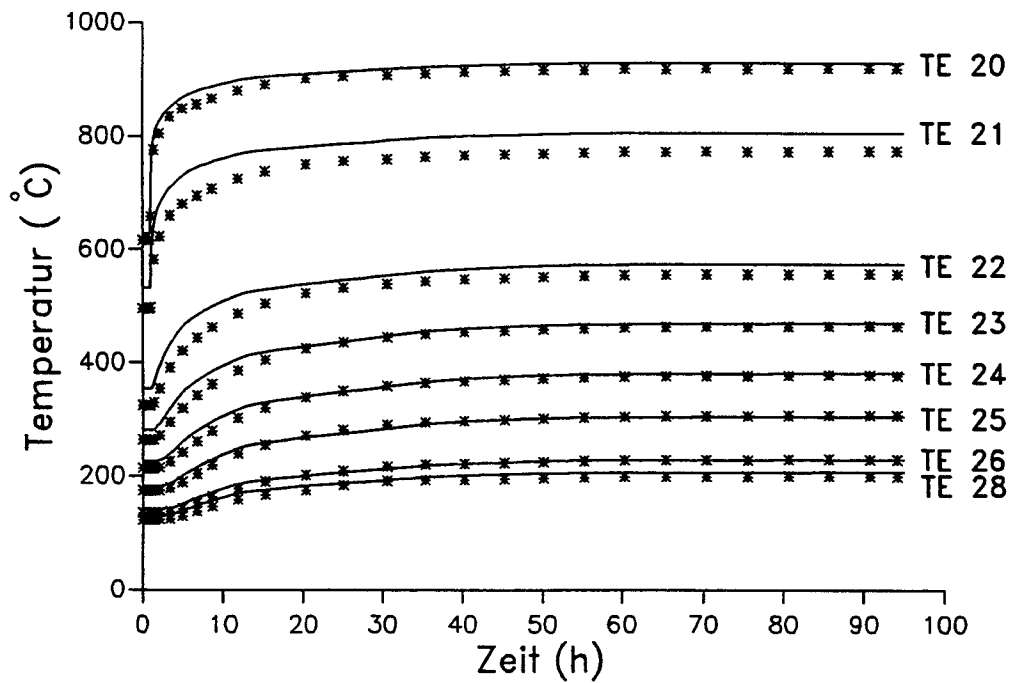


Abb. 6.15 a Temperatur-Zeit-Verläufe bei Leistungssprung von 10 auf 20 kW, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Helium, (Programm TINTE)

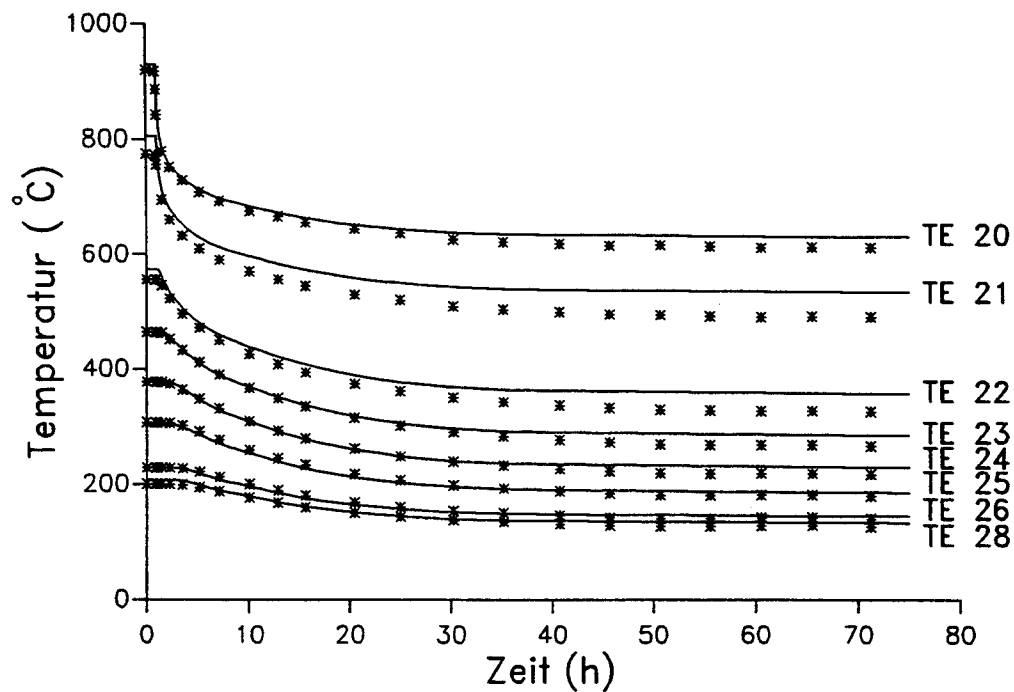


Abb. 6.15 b Temperatur-Zeit-Verläufe bei Leistungssprung von 20 auf 10 kW, Kugelschüttung, keine radiale Isolation, Helium, (Programm TINTE)

6.7 Übertragung auf Störfallrechnungen zum HTR-Modul-Reaktor

Die Nachrechnung der Experimente im Versuchsstand SANA I hat gezeigt, daß Naturkonvektionsphänomene trotz der geringen Schüttungshöhe von 1 m und des niedrigen Systemdrucks von 1 bar einen Beitrag zum Wärmetransport leisten. Bei den bisherigen Rechnungen zum Kernaufheizstörfall nach Druckentlastung beim Hochtemperaturreaktor, wie sie auch in Kap. 2.2 vorgestellt werden, sind die Einflüsse einer freien Konvektion nicht berücksichtigt worden. Es ist üblicherweise ein reines Feststoffrechenmodell verwendet worden, in dem der Wärmetransport in der Kugelschüttung über Wärmeleitung und -strahlung abläuft.

Die Übertragung der am Versuchsstand validierten THERMIX-DIREKT-Modelle auf die Geometrie und die Stoffwerte des HTR-Modul-Reaktors führt bei Berücksichtigung einer coreinternen freien Konvektion zu deutlich niedrigeren Maximaltemperaturen gegenüber Berechnungen ohne Konvektion.

In Abb. 6.16 a sind die zeitlichen Temperaturverläufe für einen simulierten Kernaufheizstörfall nach Druckentlastung aufgetragen. Der Wärmetransport im Core erfolgt entsprechend der bisherigen Vorgehensweise über Leitung und Strahlung. Die aufgetragenen Positionen befinden sich im Innern des Kerns, auf halbem Coreradius und am Übergang der Schüttung an den Reflektor jeweils auf halber Corehöhe, auf der Coremittellachse am unteren und am oberen Corerand sowie am Reaktordruckbehälter auf halber Kernhöhe. Die maximale Temperatur wird im Innern des Kerns nach ca. 35 Stunden mit knapp 1500 °C erreicht.

Abb. 6.16 b zeigt bei identischen Randbedingungen die Temperaturverläufe über der Zeit für die gleichen Positionen bei einer Rechnung, die zusätzlich eine konvektive Umverteilung der Wärme im Core berücksichtigt. Die Maximaltemperatur liegt hier mit 1200 °C etwa 300 K niedriger als bei Berechnungen ohne Konvektion. Am oberen Rand der Kugelschüttung werden allerdings Temperaturen erreicht, die um ca. 200 K höher liegen.

Die sich in der Schüttung ausbildende Gasströmung bewirkt eine Vergleichmäßigung der Temperaturen im Reaktorkern, so daß die Temperaturüberhöhung in der Mitte des Kerns wesentlich geringer ausfällt. Die Umverteilung der Wärme sorgt einerseits für eine geringere thermische Belastung der Brennelemente, sie führt andererseits aber zu einer stärkeren Belastung der oberen Reaktorstrukturen.

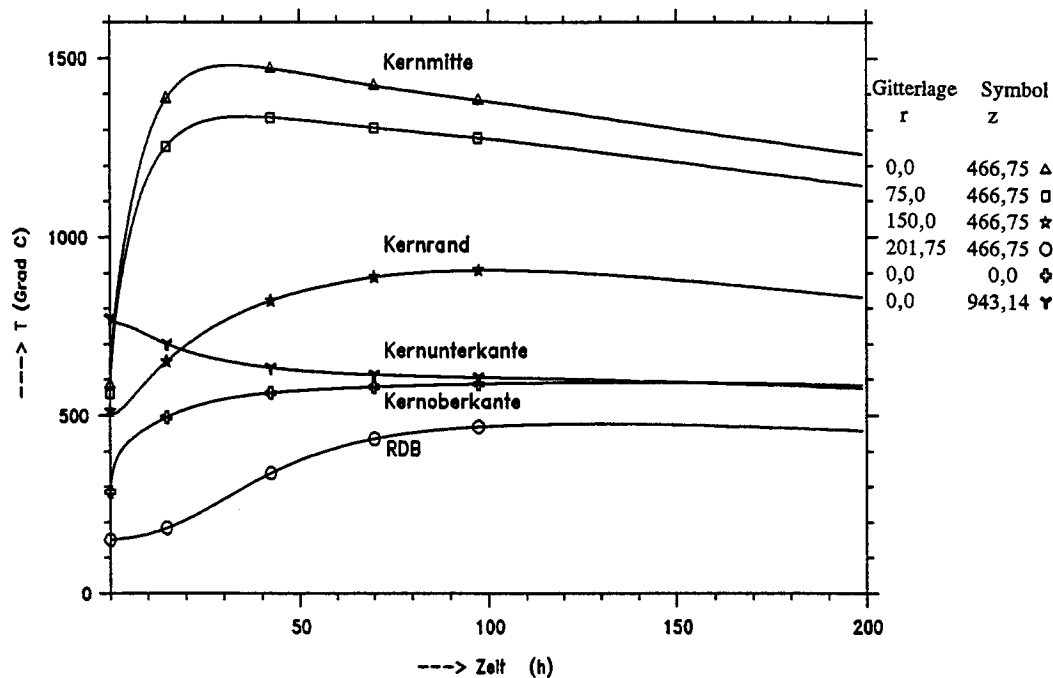


Abb. 6.16 a Temperatur-Zeit-Verläufe im HTR-Modul nach Druckentlastung, ohne Konvektion

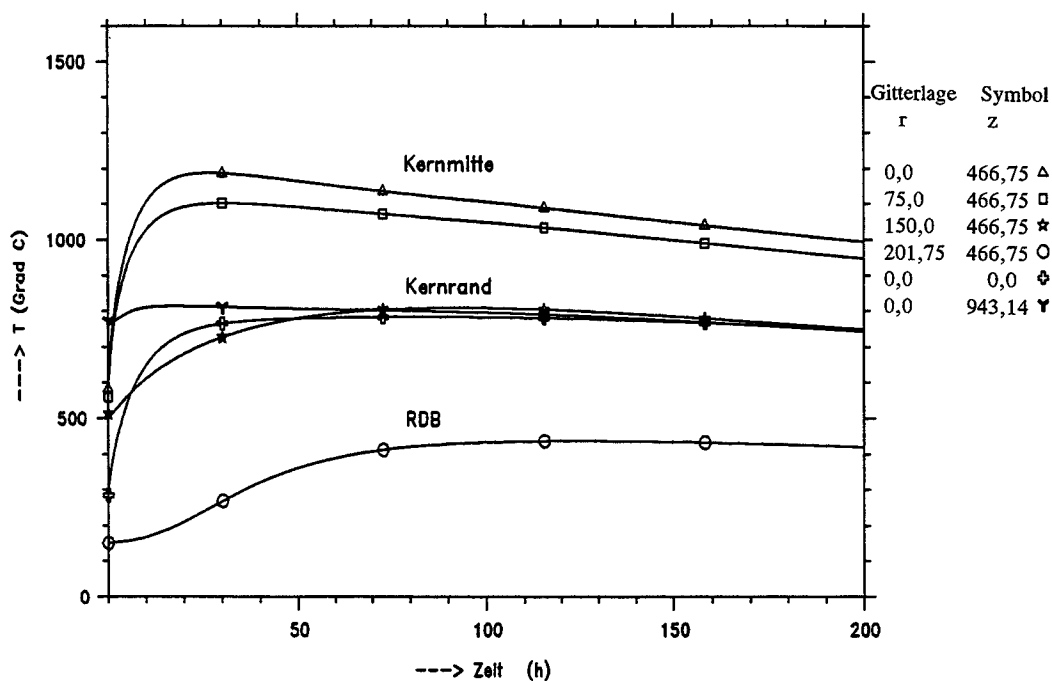


Abb. 6.16 b Temperatur-Zeit-Verläufe im HTR-Modul nach Druckentlastung, mit Konvektion im Core

7 Demonstrationsexperiment SANA II

7.1 Prinzipielle Aspekte

In der Versuchsanlage SANA II soll das Temperatur-Zeit-Verhalten eines Hochtemperaturreaktors beim Druckentlastungsstörfall untersucht werden, um damit zu demonstrieren, daß die Abfuhr der Nachzerfallswärme aus dem Reaktorkern möglich ist, ohne Temperaturen zu erreichen, die zu einer Schädigung der Brennelemente führen. Der Wärmetransport erfolgt dabei ausschließlich über die physikalischen Mechanismen Wärmeleitung und Wärmestrahlung sowie überlagerte freie Konvektion, die aufgrund der thermodynamischen Eigenschaften der eingesetzten Materialien immer wirksam sind. In einer derartigen Versuchsanordnung gelingt es, die Möglichkeit zur selbsttätig sicheren thermischen Stabilität beim Hochtemperaturreaktor nachzuweisen.

Für die Planung und Auslegung des Demonstrationsexperimentes werden die geometrischen Material- und Leistungsdaten des HTR-Modul-Reaktors /1.2/ als Referenzwerte zugrunde gelegt. Als Maßstab für den Versuchsstand wird der Originalmaßstab gewählt, um den Demonstrationsaspekt nicht durch eine Ähnlichkeitsübertragung zu verwischen. Da es nicht möglich sein wird, den Reaktor in voller Größe nachzubauen, muß eine geeigneter Ausschnitt aus der Anlage ermittelt werden, der im Maßstab 1:1 aufgebaut eine repräsentative Nachbildung der im Reaktor wirksamen Wärmetransportverhältnisse ermöglicht.

Der Transport der Nachwärme erfolgt, bedingt durch die schlanke Form des Modul-Cores, im wesentlichen in radialer Richtung, vom Kern durch die umgebenden Reflektorstrukturen über Kern- und Druckbehälter an die Primärzelle, vgl. Kap.2. Für das Demonstrationsexperiment wird daher ein horizontaler Ausschnitt gewählt. Wird in dem Ausschnitt die Nachwärme des relativ am höchsten belasteten Coresegments (3 bis 5 m) unter der Schüttungsoberkante freigesetzt, so ist die Nachbildung konservativ. Die im Reaktorkern auftretenden Wärmeströme in axialer Richtung müssen mit den im Experiment unvermeidbaren axialen Verlusten verglichen werden. Die Umverteilung von Wärme aufgrund freier Konvektion fällt in einem flachen Ausschnitt geringer aus als im schlanken Core. Die Wahl der geometrischen Randbedingungen ist somit vor dem Hintergrund des Wärmetransportes insgesamt pessimistisch.

Die im Experiment freizusetzende Leistung ergibt sich aus der in kernphysikalischen Rechnungen für den betrachteten Ausschnitt ermittelten, zeitlich abklingenden Nachzerfallsleistung, vgl. Kap. 2.1. Der steile Abfall der Nachzerfallskurve zu Beginn des Störfalls läßt sich wegen der erforderlichen Leistung nicht mit vertretbarem Aufwand nachbilden. Die maximale im Experiment realisierte Leistungsdichte wird bei ca. 1 % der Vollastleistungsdichte des Reaktors liegen, entsprechend einer Zeit von 3-4 Stunden nach Eintritt des Störfalls. Die bis dahin freigesetzte Wärme wird bei der Vorgabe des Starttemperaturprofils berücksichtigt. Die Leistungsproduktion im Versuch geschieht mit elektrischen Heizelementen, die senkrecht in die Graphitkugelschüttung des nachgebildeten Reaktorkerns eingebracht werden.

Die Konstruktion der Heizelemente und die Leistungssteuerung werden von der Versuchsalage SANA I übernommen. Ebenso werden die Meßtechnik zur Erfassung der Temperaturen zusammen mit der Meßdatenerfassungs- und -auswertungssoftware von dem Vorbereitungsexperiment auf den Versuchsstand SANA II übertragen.

Der Schwerpunkt der Versuchsfahrten in SANA II liegt auf der integralen Aussage: es wird gezeigt, daß eine Wärmemenge aus einer in ihrem zeitlichen Verlauf vorgegebenen Quelle, in einem Schüttungsvolumen freigesetzt, durch die umgebenden Strukturen selbsttätig abgeführt wird, ohne daß dabei ein bestimmtes Temperaturniveau überschritten wird.

Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf den Reaktor wird insoweit begünstigt, daß sich die geometrischen Randbedingungen und die zeitliche Vorgabe der Leistungsfreisetzung gut nachbilden lassen. Schwierigkeiten bereitet es die Gleichheit der bestimmenden Stoffwerte zu gewährleisten, da sich die Wärmeleitfähigkeit der eingesetzten Graphitmaterialien unter der Neutronenbestrahlung im Reaktor deutlich verschlechtert, dieser Effekt sich jedoch in dem rein wärmetechnischen Experiment nicht reproduzieren läßt.

Aus dem genannten Grund, ist es für die quantitative Bewertung der Ergebnisse in SANA II erforderlich, sich des Analogieschlusses über die numerische Simulation zu bedienen. Gelingt es mit Hilfe der Thermohydraulikprogramme, die für die Störfallsimulation beim Reaktor eingesetzt werden, die Experimente in SANA II nachzurechnen, so bestätigt dies bei gleichen Rand- und Anfangsbedingungen die Richtigkeit der numerischen Ergebnisse auch für die Störfallrechnungen. Auf diesem Weg läßt sich die selbsttätig sichere Abfuhr der Nachzerfallswärme experimentell und numerisch nachweisen. Das thermodynamisch träge Verhalten des Systems beim Kernaufheizstörfall kann mit Hilfe des Versuchsstandes SANA II überzeugend demonstriert werden.

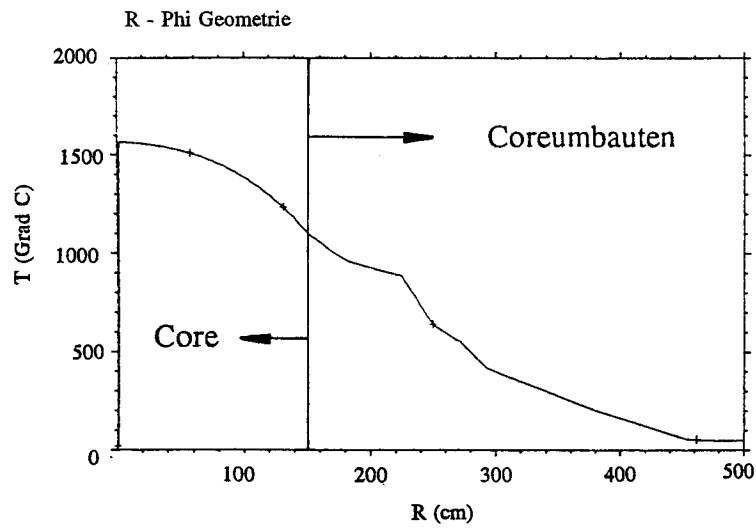
7.2 Wahl einer geeigneten Ausschnittgröße

Wegen des im wesentlichen radialen Transports der Nachwärme aus dem Core wird im Versuch SANA II ein horizontaler Ausschnitt aus dem Reaktor nachgebildet. Die Rotationssymmetrie der Geometrie und der Wärmetransportvorgänge legt es nahe, nur einen Winkelabschnitt zu betrachten. Die Fragen, die im Rahmen der Auslegung und Dimensionierung zu klären sind, betreffen die Höhe sowie den betrachteten Winkel des Reaktorsegmentes.

Numerische Vorausrechnungen zum Demonstrationsversuchsstand sollen sowohl Aufschluß über die Ausschnittgröße (Winkelgröße und Höhe) als auch über die geometrische Anordnung und Leistungsverteilung der Heizelemente geben. Darüberhinaus soll gezeigt werden, daß eine Nachbildung der Wärmefreisetzung aus den Brennelementen durch diskrete, in der Schüttung angeordnete Quellen (Heizstäbe) zulässig ist. Die Wärme-Diffusions-Vorgänge werden mit dem Thermohydraulikprogramm THERMIX (vgl. Kap. 6.1) zweidimensional und stationär simuliert.

Zunächst wird der Referenzfall simuliert, die Leistungsproduktion erfolgt homogen in der Kugelschüttung. Die sich ergebenden Temperaturprofile sind Ausgangspunkt weiterer Modellrechnungen in r, φ -Geometrie für einen Vollkreis, die die Wärmezufuhr über in das Core eingebrachte Heizelemente simulieren. Ziel dieser Rechnungen ist, durch Variation der geometrischen Anordnung und durch Variation der Leistungsverteilung die Temperaturprofile des Referenzfalles möglichst genau nachzubilden. Die Ergebnisse werden auf Rechnungen übertragen, die einen Halbkreis-, Viertelkreis- oder Achtelkreisausschnitt nachbilden. Dabei werden azimuthal Isolationssysteme berücksichtigt. Mit Rechnungen in r, z -Geometrie wird der Einfluß der Modellhöhe untersucht. Die bei diesen stationären Rechnungen in die Schüttung einzubringende Leistung wird zum Zeitpunkt der maximalen thermischen Belastung des Reaktorcores, also etwa 35 h nach Beginn des Druckentlastungsstörfalls, bestimmt. Es ergibt sich eine mittlere Leistungsdichte von $\dot{q}''' = 15 \text{ kW/m}^3$, entsprechend einer Leistungsfreisetzung von 106 kW in einem 1 m hohen Vollkreisausschnitt (Scheibe).

Die Abbn. 7.1 und 7.2 zeigen ausgewählte Ergebnisse der Simulationsrechnungen. Im ersten Bild werden dem Referenzfall mit Wärmefreisetzung aus der Schüttung (oben) eine Anordnung von 6 Heizelementen in einen 90° -Ausschnitt gegenübergestellt, wobei radiale Temperaturprofile dargestellt sind, für einen Schnitt durch die ungestörte Schüttung (Mitte) und durch die Heizelemente (unten). Der parabolische Temperaturverlauf im Referenzfall wird durch die Heizelementanordnung hinreichend gut



Referenzfall

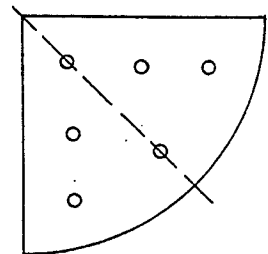
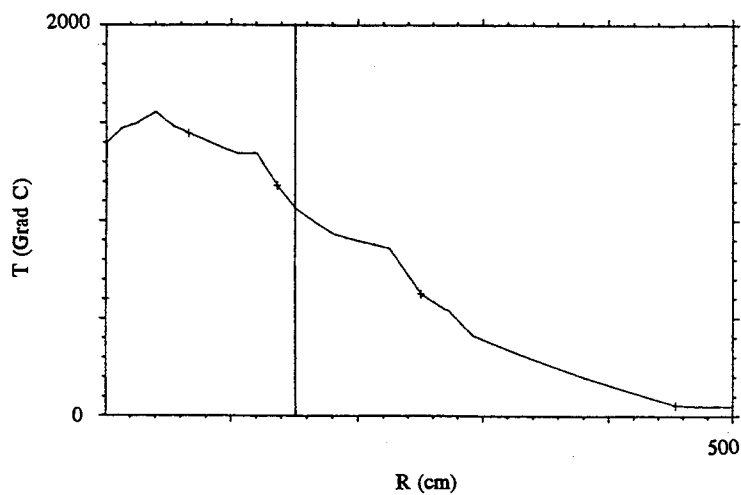
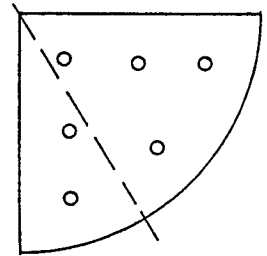
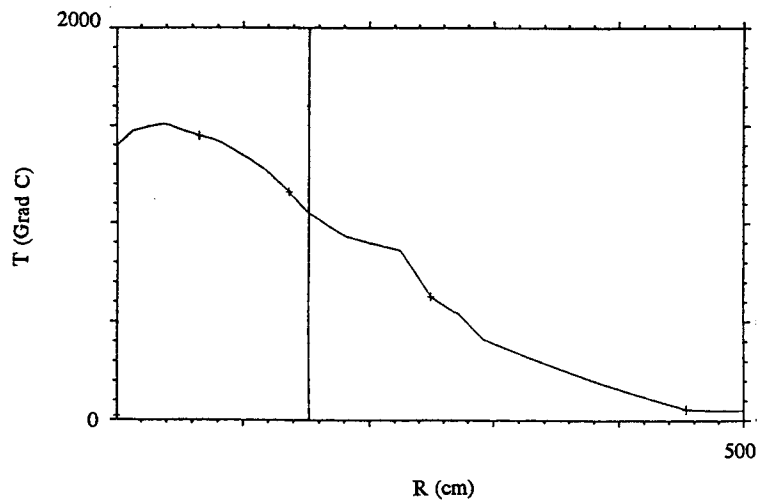


Abb. 7.1 Simulierte radiale Temperaturprofile, oben Referenzfall mit Wärmefreisetzung aus den Kugeln, darunter zwei Schnitte durch den 90°-Ausschnitt mit 6 Heizelementen

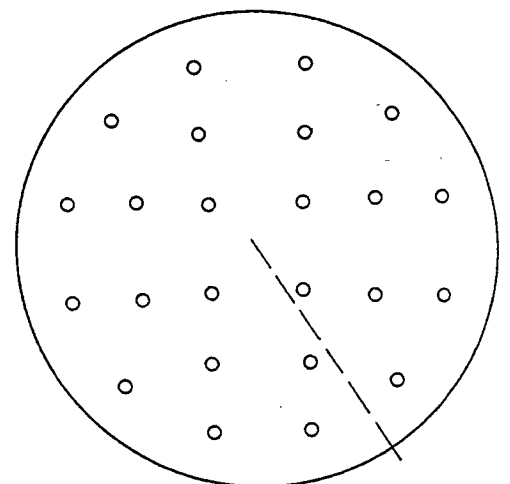
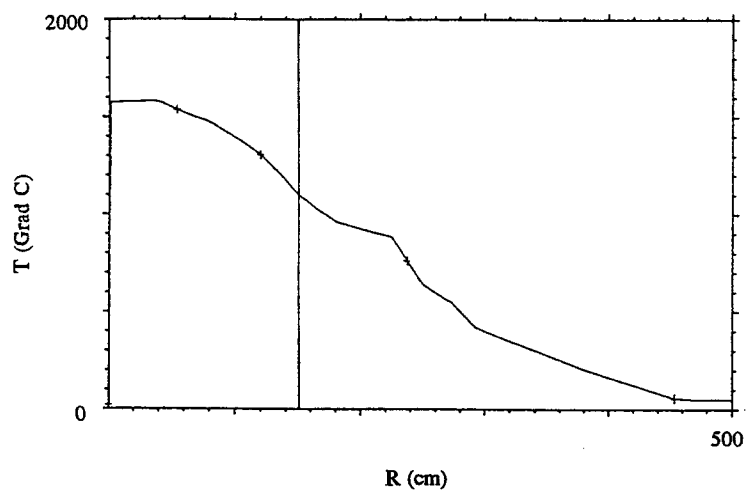
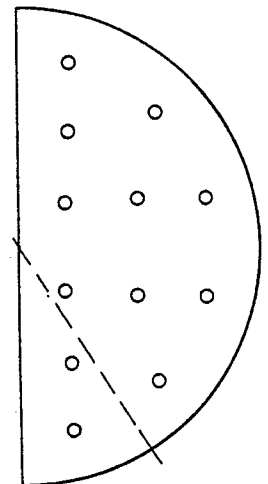
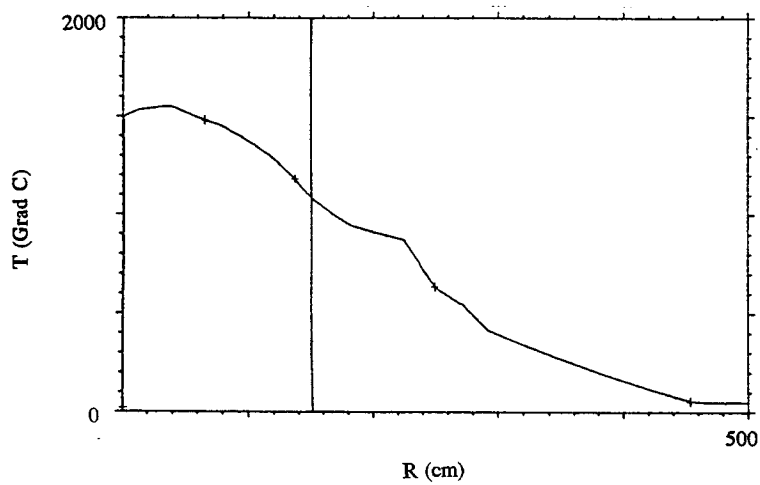
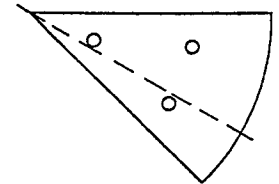
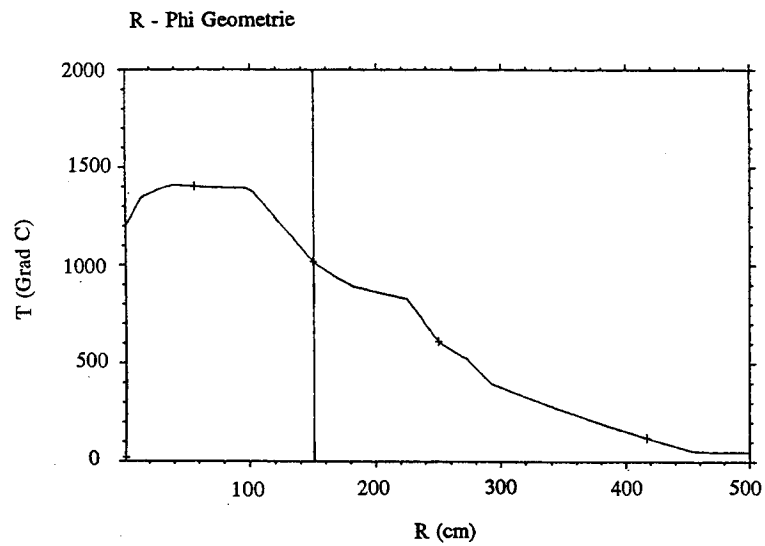


Abb. 7.2 Ausgewählte radiale Temperaturprofile im 45°- und 180°-Ausschnitt sowie im Vollkreis

nachgebildet. Die Temperaturüberhöhung im Bereich der Heizelemente kann als lokaler Effekt angesehen werden, der insbesondere die Temperaturen in den angrenzenden Strukturen nicht beeinflusst. Bedingt durch azimuthale Verluste liegt das Temperaturniveau etwas niedriger als beim Referenzfall, was jedoch durch eine erhöhte Leistungsfreisetzung kompensiert werden kann. Ein leichter negativer Temperaturgradient zur Spitze hin ist auch bei einer guten Isolation unvermeidbar. Er ist jedoch mit ca 100 K tolerabel. Anders beim 45°-Ausschnitt, Abb. 7.2 oben, bei dem der Temperatureinbruch an der Spitze wesentlich deutlicher ausfällt. Auch ist die dort gewählte Konfiguration mit drei Heizelementen nicht in der Lage, das parabolische Temperaturprofil hinreichend nachzubilden. Mit zunehmender Ausschnittgröße und gleichbleibender Heizelementdichte lassen sich erwartungsgemäß bessere Ergebnisse erzielen, vgl. Halb- und Vollkreis (Abb. 7.2). Dies ist jedoch mit einem höheren Bauaufwand zu bezahlen.

In Tabelle 7.1 sind die für die einzelnen Fälle zu erwartenden relativen Verluste bei sowohl axial als auch azimuthal 2 m dicken Faserisolationsschichten zusammengestellt.

Ausschnittgröße	Ausschnitthöhe	eingebraachte Leistung	relative radiale Verluste	relative axiale Verluste	relative Gesamtverluste
360°	2 m	212 kW	0 %	3,1 %	3,1 %
	1 m	106 kW	0 %	6,1 %	6,1 %
180°	2 m	106 kW	2 %	3,1 %	5,1 %
	1 m	53 kW	2 %	6,1 %	8,1 %
90°	2 m	53 kW	4,5 %	3,1 %	7,6 %
	1 m	26,5 kW	4,5 %	6,1 %	10,6 %
45°	2 m	26,5 kW	9,4 %	3,1 %	12,5 %
	1 m	13,3 kW	9,4 %	6,1 %	15,5 %

Tab. 7.1 Relative Wärmeverluste bei verschiedenen Ausschnittgrößen und -höhen

Bei den radialen und axialen Temperaturprofilen sind zwischen einem 1 m und 2 m hohen Ausschnitt keine entscheidenden Unterschiede zu erkennen. Die radialen Temperaturprofile liegen bei einer Ausschnitthöhe von 1 m aufgrund der höheren relativen axialen Verluste im Vergleich zur 2 m hohen Anordnung etwas niedriger.

Zusammengefaßt stellt der 1 m hohe Viertelskreis ausschnitt die kleinste Konfiguration dar, in der sich die geplanten Experimente aussagekräftig realisieren lassen.

7.3 Vorschlag zur konstruktiven Ausgestaltung

Für den 1 m hohen 90°-Ausschnitt ist ein konstruktiver Entwurf erarbeitet worden, der auch die Dimensionierung der Isolationssysteme sowie die Auslegung der Heizelemente umfaßt /7.1/. Einen horizontalen und einen vertikalen Schnitt durch die Anordnung zeigt Abb. 7.3. Ausgehend von der Graphitkugelschüttung (Radius 1,5 m) sind radial der Reflektor, die Kohlesteinschicht, die Heliumspalte mit dem Kernbehälter, der Druckbehälter, der Luftspalt sowie der Beton der Primärzelle mit dem Flächenkühler im Originalmaßstab des Reaktors angeordnet. Axial und azimuthal wird der Versuchsstand durch abgestufte Isolationssysteme begrenzt.

Um einen stufenweisen Aufbau und eine einfache Modifikation der Anlage zu ermöglichen, ist der Versuchsstand modular aufgebaut. Der innere Bereich bis zum Kernbehälter ist mit einem Stahlmantel gasdicht umschlossen und ist aus Gründen der Zugänglichkeit der Heizelementanschlüsse auf Stützen gelagert. Die Baueinheit mit dem Druckbehälter ist getrennt angeordnet, so daß verschiedene Behälterkonzepte umgesetzt werden können. Der Beton der Primärzelle mit dem Flächenkühler ist gesondert aufgeständert und über einen Gaskanal mit dem Innern der Versuchsstrecke verbunden. Der Versuchsstand hat eine Breite und Tiefe von 8,5 m und eine Höhe von etwa 5 m. Sein Gewicht beträgt für den inneren Teil ca. 20 t, der Beton wiegt etwa 11 t.

Die Isolationssysteme sind bezüglich ihrer Wärmedämmeigenschaften und ihrer Temperaturbeständigkeit mit Hilfe numerischer Temperatursimulationsrechnungen optimiert worden. Im Bereich unterhalb der Kugelschüttung und der Reflektorstrukturen werden selbsttragende Keramikfaserplatten verwendet. Das Kugelbett wird nach unten und zur Seite durch 2 Lagen vermörtelter Feuerleichtsteine begrenzt. Die nicht tragenden Bereiche der Isolation bestehen aus halbsteifen oder losen Mineralfaserprodukten unterschiedlicher Klassifikationstemperaturen.

Die Konstruktionen der Heizelemente mit Heizstab und Schutzrohr sowie der zugehörigen Durchführungen und Anschlüsse werden vom Versuchsstand SANA I übernommen. Die Leistung wird auf 6 Heizelemente, die auf drei Radian angeordnet sind, verteilt. Auf das innere und die drei äußeren Elemente entfallen je 20 % auf die beiden mittleren Heizelemente je 10 % der Leistung.

Die Anschlußleistung liegt bei maximal 60 kW, womit Wärmestromdichten erzielt werden, die denen im Modul-Reaktor 3 bis 4 Stunden nach Eintritt des Störfalls entsprechen. Dabei wird berücksichtigt, daß die Summe der axialen und azimuthalen Verluste bei ca. 20 % der freigesetzten Leistung liegt, was durch eine erhöhte Leistungsproduktion kompensiert wird.

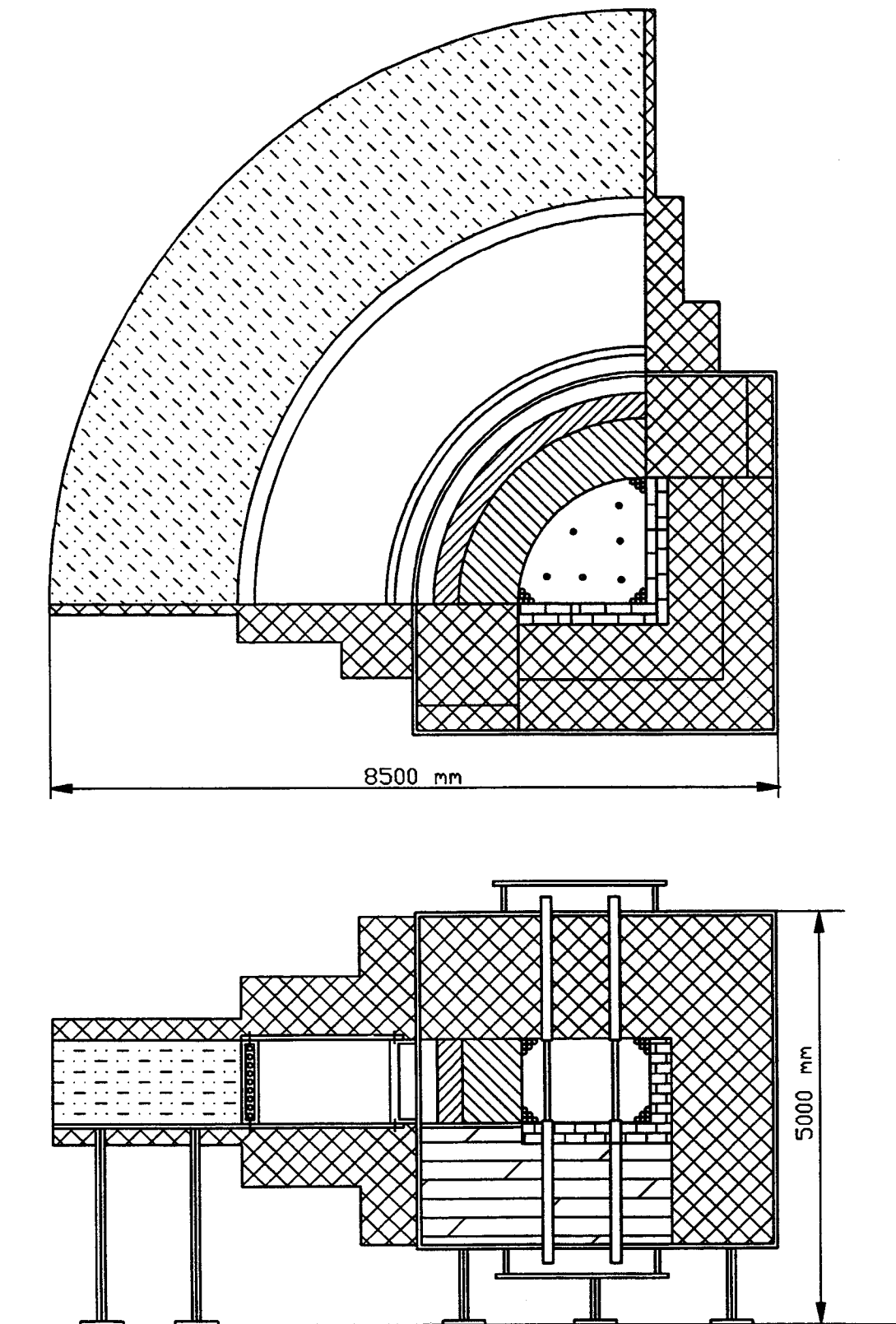


Abb. 7.3 Horizontaler und vertikaler Schnitt durch den Versuchsstand SANA II

7.4 Versuchsführung zur Simulation des Druckentlastungsstörfalls

Beim Druckentlastungsstörfall ist die Hauptwärmesenke nicht verfügbar, die nach dem Abschalten der Kettenreaktion freigesetzte Nachzerfallswärme muß durch die Reaktorstrukturen abgeführt werden. Die freigesetzte Leistung fällt zu Beginn des Störfalls sehr rasch ab, nach 3 bis 4 Stunden beträgt sie noch circa 1 % der Reaktorvollast. Danach fällt sie allmählich weiter ab, vgl. Abb. 2.2. Während der ersten Stunden kommt es zu einer Umverteilung der Wärme im Kern, verbunden mit einer leichten Erhöhung des Temperaturniveaus. Die angenommene Druckentlastung hat ungünstigen Falls in einem frühen Stadium des Störfalls stattgefunden.

Wegen des technischen Aufwands ist es nicht sinnvoll den ersten steilen Abfall im Experiment nachzufahren. Im Versuchsstand muß daher vor Beginn der Störfallsimulation ein gegenüber den Betriebstemperaturen des Reaktor erhöhtes Temperaturniveau eingestellt werden. Dieses ergibt sich aus den im Reaktor auftretenden Temperaturen bei jener Nachwärmeleistungsdichte, die maximal im Experiment mit den installierten Heizeinrichtungen zu erzielen ist. Dieses Temperaturniveau kann im Experiment bei mittlerer Leistung eingeregelt werden. Ist die gesuchte Anfangstemperaturverteilung in der Versuchsanlage erreicht, so wird die Leistung auf Vollast hochgesetzt. Exakt in diesem Zeitpunkt entspricht die Anlage in Bezug auf Leistung und Temperatur dem Reaktor, die Störfallsimulation beginnt. Die Leistung wird gemäß der vorgegebenen Nachwärmeabklingkurve gesteuert, und das Temperatur-Zeit-Verhalten des Systems meßtechnisch erfaßt.

Die maximale Temperatur wird in der Schüttung, bei abnehmender Leistungsfreisetzung, erst nach einiger Zeit (ca. 30 h) erreicht. Danach sinkt die Temperatur allmählich. Die Höhe der maximal gemessenen Temperatur kann in ihrem Abstand zur 1600 °C Grenze, ab der eine vermehrte Freisetzung von Spaltprodukten aus den Brennelementen einsetzt, das Sicherheitspotential der Reaktoranlage deutlich machen. Die Möglichkeit zur selbsttätigen Abfuhr der Nachzerfallswärme aus einem Hochtemperaturreaktor kann auf die beschriebene Weise eindrucksvoll demonstriert werden.

8 Zusammenfassung

Beim Hochtemperaturreaktor wird durch eine geeignete Auslegung und Dimensionierung erreicht, daß auch bei einem als hypothetisch angesehenen Störfall mit Ausfall der Hauptwärmesenke und gleichzeitiger Druckentlastung die aus den Brennelementen freigesetzte Nachzerfallswärme aus dem Reaktorkern abgeführt werden kann, ohne daß Temperaturen auftreten, die zu einer erhöhten Freisetzung von Spaltprodukten oder zu einer Beschädigung der Reaktorstrukturen führen. Der Wärmetransport basiert auf den jederzeit verfügbaren Mechanismen Wärmeleitung und -strahlung, aktive technische Einrichtungen sind nicht erforderlich. Die Abfuhr der Nachwärme wird daher als *selbsttätig sicher* bezeichnet.

Um diese herausragende Sicherheitseigenschaft demonstrieren zu können, wird ein Versuchsstand geplant, in dem ein Ausschnitt aus dem Modul-Reaktor im Maßstab 1:1 aufgebaut wird und der Transport der im Kern erzeugten Wärme durch die angrenzenden Strukturen bis zur Primärzelle untersucht wird.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden zunächst die Randbedingungen für ein derartiges Versuchsvorhaben aus dem thermischen Verhalten des Modul-Reaktors beim Druckentlastungsstörfall abgeleitet. Die zeitlichen und räumlichen Verläufe von Nachzerfallswärme und Temperaturen lassen auf die im Störfall am höchsten belasteten Bereiche schließen. Wärmebilanzen für den Kern und für Kernsegmente zeigen, daß der Wärmetransport aus dem Core hauptsächlich in radialer Richtung verläuft, im Experiment daher ein horizontaler Ausschnitt zu betrachten ist. Die für die Simulation des Störfalls relevanten Leistungsdichten können mit Blick auf die technische Umsetzung nach oben begrenzt werden.

Die Abfuhr von Wärme aus dem Kern und damit die sich einstellende maximale Temperatur wird maßgeblich bestimmt von den Wärmetransporteigenschaften der Graphitkugelschüttung, die den Kern des Kugelhaufenreaktors bildet. Es werden theoretische Modelle zur Beschreibung der effektiven Wärmeleitfähigkeit in der Kugelschüttung und deren Randbereich dargestellt. Für den skizzierten Anwendungsfall wird gezeigt, daß der Kenntnis der Einflußgrößen wie Feststoff-/Fluidleitfähigkeit und Porosität aber auch sekundärer Parameter wie der Größe der Kontaktfläche zwischen den Kugeln eine wesentliche Bedeutung zukommt.

Zur Vorbereitung des Demonstrationsexperimentes wird ein Versuchsstand konzipiert und aufgebaut, in dem der Wärmetransport in einer Graphitkugelschüttung unter störfallrelevanten Bedingungen studiert werden kann. Die Anlage dient daneben zur Erprobung von Heizeinrichtungen, Meßtechnik sowie von Steuerung und Versuchsführung für das Demonstrationsexperiment.

In einer rotationssymmetrischen Anordnung mit zentralem Heizelement und Kugelschüttung werden bei unterschiedlichen Leistungsstufen stationäre Zustände eingestellt. Als Inertgase kommen Helium sowie Stickstoff zum Einsatz. Um das Temperaturniveau anzuheben, werden die Versuche auch mit einer radialen Isolation gefahren. Bei den Versuchen ohne Isolation bildet sich insbesondere bei Stickstoff eine starke axiale Temperaturschichtung aus, die auf einen Wärmetransport durch freie Konvektion hinweist. Drei radial angeordnete Heizelemente werden nachgerüstet, um zum einen die Leistungsdichte zu erhöhen und andererseits die Wärmefreisetzung aus diskret in die Schüttung eingebrachten Heizstäben zu untersuchen. Die Versuche zeigen die Tauglichkeit der eingesetzten Komponenten, die Überhöhung der Temperaturen im Bereich der Heizstäbe kann als lokaler Einfluß betrachtet und vor dem Hintergrund der Simulation der Nachwärmeproduktion im Core toleriert werden.

Die experimentell ermittelten Temperaturprofile und -transienten werden Ergebnissen aus numerischen Simulationen mit dem Programm THERMIX/DIREKT gegenübergestellt und führen zu einer guten Korrelation. Auch die konvektive Umverteilung von Wärme in der Kugelschüttung wird durch das Programm zutreffend beschrieben. Rechnungen mit dem Programm TINTE liefern ebenfalls eine gute Übereinstimmung.

Für das Demonstrationsexperiment werden mit Hilfe numerischer Simulation unterschiedliche Ausschnittgrößen aus dem Reaktor untersucht. Kriterien für die Bewertung sind dabei die Güte der Approximation der Temperaturprofile bei Wärmefreisetzung aus den Brennelementen durch eine Anordnung von Heizelementen sowie die Größe der thermischen Verluste über die Ausschnittträger. Für den kleinsten sinnvollen Ausschnitt, das 90°- Segment, wird eine konstruktive Ausgestaltung vorgestellt. Der Ablauf eines Versuchs zur Simulation des Druckentlastungsstörfalls wird diskutiert.

Die Ergebnisse der Experimente und Untersuchungen untermauern das Wissen über das thermohydraulische Störfallverhalten des Hochtemperaturreaktors sowie über den Wärmetransport in Kugelschüttungen. Darüberhinaus sind die Arbeiten mit der Hoffnung verbunden, die Sicherheitseigenschaften moderner Hochtemperaturreaktoren auf überzeugende Weise zu verdeutlichen.

9 Literaturverzeichnis

- /1.1/ Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B,
Eine zusammenfassende Darstellung
GRS-72, Juni 1989
- /1.2/ Kraftwerk Union AG, Interatom
Hochtemperaturreaktor-Modul zur Strom- und Prozeßdampf-
und / oder Fernwärmeerzeugung
Anlagen- und Sicherheitskonzept, Nr. 78.10108.1, August 1983
- /1.3/ K.W. Otto
Untersuchungen zum sicherheitstechnischen Potential des
Hochtemperaturreaktors bei Ausfall der Nachwärmeabfuhr
Dissertation, RWTH Aachen, 1978
- /1.4/ W. Schenk
Spaltproduktfreisetzungsvorlauf von Kugelbrennelementen bei
Störfalltemperaturen
KFA-Jülich, Jül-2091, Oktober 1986
- /1.5/ K. Kugeler, R. Schulten
Hochtemperaturreaktortechnik
Springer Verlag, 1989
- /1.6/ R. Schulten, K. Kugeler, P.-W. Phlippen
Zur technischen Gestaltung von passiv sicheren Hochtemperaturreaktoren
KFA-Jülich, Jül-2352, April 1990
- /1.7/ K. Kugeler, P.-W. Phlippen, P. Schmidlein, R. Swatoch
Passive heat removal from the core of small and medium sized
pebble bed reactors
Nuclear Engineering and Design, 136, 1992, p.143-148
- /1.8/ R. Bäumer et al.
AVR: experimental high temperature reactor
21 years of successful operation for a future energy technology
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990

- /1.9/ H. Knüfer, W. Dering, H.-W. Halfenberg
Verhalten des AVR-Reaktors bei simulierten Störfällen
Tagungsband Reaktortagung 1971, S. 478-481
- /1.10/ K. Krüger et al.
Preparation, conduct and experimental results of the AVR
Loss-of-coolant accident simulation test
Nuclear Science and Engineering, 107, 1991, p. 99-113
- /1.11/ K. Krüger
Experimentelle Simulation eines Kühlmittelverluststörfalls mit dem
AVR-Reaktor
KFA-Jülich, Jül-2297, August 1989
- /1.12/ T. Iyoku, W. Jahn, W. Rehm
Analytical investigation of the AVR Loss-of-coolant accident
simulation test - LOCA (HTA-5)
KFA-Jülich, ISR-IB-3/92, März 1992
- /2.1/ H. Reutler, G.H. Lohnert
Der modulare HTR - Ein neues Konzept für den Kugelhaufenreaktor
Atomwirtschaft 27, Januar 1982, S. 18-21
- /2.2/ I. Weisbrodt
Das Hochtemperaturreaktor-Modul-Konzept der KWU-Gruppe
für den Wärmemarkt
Energiewirtschaftliche Tagesfragen, 32.Jg., Heft 10, 1982, S. 825-829
- /2.3/ E. Teuchert, H.J. Rütten, K.A. Haas
Rechnerische Darstellung des HTR-Modul-Reaktors
KFA-Jülich, Jül 2618, Mai 1992
- /2.4/ H.J. Rütten, K.A. Haas
NAKURE, Programm zur Berechnung der Nachzerfallsleistung der Kern-
brennstoffe von Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen
KFA-Jülich, ISR-IB-1/91, Januar 1991
- /2.5/ DIN 25485
Berechnung der Nachzerfallsleistung der Kernbrennstoffe von
Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen,
mit Beiblatt 1 (Dokumentation und Erläuterungen)
Beuth Verlag, Berlin, Mai 1990
- /3.1/ V. Gnielinski
Wärme- und Stoffübertragung in Festbetten
Chem.-Ing.-Tech. 52. Jahrg. 1980, Nr. 3, S. 228-236

- /3.2/ VDI - Wärmeatlas
Wärmeleitfähigkeit von Schütttschichten
VDI - Verlag, Düsseldorf, 6. Auflage 1991, Deb 1
- /3.3/ E. Tsotsas, H. Martin
Thermal conductivity of packed beds: A review
Chem. Eng. Process., 22, 1987, S. 19-37
- /3.4/ N. Wakao, K. Kato
Effective thermal conductivity of packed beds
Journal of chemical engineering of Japan, Vol.2, No. 1, 1969, S. 24-33
- /3.5/ S. Yagi, D. Kunii
Studies on effective thermal conductivities in packed beds
A.I.Ch.E. Journal, 3, 1957, S. 373-381
- /3.6/ C.L. Tien
Thermal radiation in packed and fluidized beds
Transactions ASME, Journal of Heat Transfer, vol.110, 1988, S. 1230-1242
- /3.7/ D. Vortmeyer
Wärmestrahlung in dispersen Feststoffsystemen
Chem.-Ing.-Techn., 51. Jahrg. 1979, Nr. 9, S. 839-851
- /3.8/ P. Zehner, E.U. Schlünder
Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen bei mäßigen Temperaturen
Chem.-Ing.-Techn., 42. Jahrg. 1970, Nr.14, S. 933-941
- /3.9/ P. Zehner, E.U. Schlünder
Einfluß der Wärmestrahlung und des Druckes auf den Wärmetransport
in nicht durchströmten Schüttungen
Chem.-Ing.-Techn. 44. Jahrg. 1972, Nr.23, S. 1303-1308
- /3.10/ R. Bauer
Effektive radiale Wärmeleitfähigkeit gasdurchströmter Schüttungen
mit Partikeln unterschiedlicher Form und Größenverteilung
Dissertation, Universität Karlsruhe, 1976
- /3.11/ R. Bauer, E.U. Schlünder
Effective radial thermal conductivity of packings in gas flow.
Part II. Thermal conductivity of the packing fraction without gas flow
International Chemical Engineering, Vol. 18, No.2, 1978, S. 189-204
- /3.12/ D. Vortmeyer
Wärmestrahlung in Kugelschüttungen
Fortschritt-Berichte VDI-Zeitschrift, Reihe 3, Nr. 9, 1966

- /3.13/ D. Vortmeyer
Wärmestrahlung in Schüttungen
Chemie-Ing.-Techn., 38. Jahrg. 1966, Nr. 4, S. 404-406
- /3.14/ D. Vortmeyer, C.J. Börner
Die Strahlungsdurchlaßzahl in Schüttungen
Chemie-Ing.-Techn., 38. Jahrg. 1966, Nr. 10, S. 1077-1079
- /3.15/ G. Kasperek
Wärmestrahlung in Schüttungen, Experiment und Theorie
Dissertation, TU München, 1975
- /3.16/ G. Breitbach
Wärmetransport in Kugelschüttungen
unter besonderer Berücksichtigung der Strahlung
Dissertation, RWTH Aachen, Jül-1564, 1984
- /3.17/ K. Robold
Wärmetransport im Inneren und in der Randzone von Kugelschüttungen
Dissertation, RWTH Aachen, Jül-1796, 1982
- /3.18/ R.F. Benenati, C.B. Brosilow
Void fraction distribution in beds of spheres
A.I.Ch.E. Journal, Vol. 8, No. 3, 1962, S. 359-361
- /3.19/ F.W. Hennecke, E.U. Schlünder
Wärmeübergang in beheizten oder gekühlten Rohren mit Schüttungen
aus Kugeln, Zylindern oder Raschig-Ringen
Chem.-Ing.-Techn., 45. Jahrg. 1973, Nr. 5, S. 277-284
- /3.20/ G. Breitbach, H. Barthels
The radiant heat transfer in the high temperatur reactor core
after failure of the afterheat removal systems
Nuclear Technology, Vol. 49, 1980, S. 392-399
- /3.21/ H. Barthels, M. Schürenkrämer
Die effektive Wärmeleitfähigkeit in Kugelschüttungen
unter besonderer Berücksichtigung des Hochtemperatur-Reaktors
KFA-Jülich, Jül-1893, 1984
- /3.22/ L. Binkele
Ein Verfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit
von neutronenbestrahlten Graphiten
bei Temperaturen zwischen 50 und 1000°C
KFA-Jülich, Jül-1096, 1974

- /3.23/ K. Petersen
Zur Sicherheitskonzeption des Hochtemperaturreaktors
mit natürlicher Wärmeableitung aus dem Kern im Störfall
KFA-Jülich, Jül-1872, 1983

- /3.24/ L. Binkele
Ergebnisse von Messungen der Wärmeleitfähigkeit und des spezifischen
Widerstandes an drei Graphitqualitäten, vorgesehen für den
Experimentaufbau SANA I
KFA-Jülich, IRW-TN-31/92, Juli 1992

- /4.1/ Elino Industrieofenbau Carl Hanf GmbH
Konstruktionsunterlagen Schachtofen SA-150/010-16
Düren, 1991

- /4.2/ Gossler KG
Produktinformation
Reinbek, 1985-1988

- /4.3/ Savdie Feuerfest GmbH
Technische Daten Feuerleichtstein RI 30 B
Düsseldorf, 1986

- /4.4/ G. Bailleul
Type N (Nicrosil-Nisil) Thermocouple
- Comparison with type K and type R
Phillips Electronic Instruments, Norcross, Georgia

- /4.5/ N.A. Burley
Advanced integrally sheated type N thermocouple of ultra-high
thermoelectric stability
Measurement, Vol. 8 No. 1, Jan-Mar 1990

- /4.6/ F. Anderson, N.A. Burley
The thermoelectric instability of some metal-sheated mineral-insulated stan-
dard thermocouples related to type, sheath alloy and enviroment of exposure
RISØ National Laboratory, Roskilde, Denmark

- /4.7/ Incotherm Limited
Produkt Prozess Anwendung und Technologie Information
Ref.: udc/BJM210992, Hereford, England, 1992

- /4.8/ H. Brixy, J. Oehmen
persönliche Information
KFA-Jülich, IAW, 1990

- /4.9/ GFS mbH
Handbücher Programmpaket DIA/DAGO Vers. 4.18
Aachen, 1991

- /4.10/ N.N. Schreiber
persönliche Information
Fa. Elino, Düren, 1991
- /4.11/ Sigri GmbH
Produktinformation elektrische Heizelemente aus Graphit und Kohlenstoff
Meitingen, 1987
- /4.12/ Elino Industrieofenbau Carl Hanf GmbH
Betriebsanleitung Schachtofen SA-150/010-16
Düren, 1991
- /4.13/ VDI - Richtlinie 2046
Sicherheitstechnische Richtlinien für den Betrieb von Industrieöfen
mit Schutz- und Reaktionsgasatmosphäre
VDI - Verlag, Düsseldorf, 1984
- /5.1/ F.W. Ledebrock
Überlagerung von freier und erzwungener Konvektion in Kugelschüttungen
bei kleinen Flüssigkeitsdurchsätzen
Dissertation, TU Berlin, 1977
- /5.2/ VDI - Wärmeatlas
Wärmeübergang durch freie Konvektion an umströmten Körpern
VDI - Verlag, Düsseldorf, 6. Auflage 1991, Fa2
- /5.3/ P. Bröckerhoff, F. Scholz
Untersuchungen an zwei gestopften Faserisolierungen in einem
horizontalen Druckrohr
KFA-Jülich, Jül-1241, 1975
- /6.1/ S. Struth
THERMIX/DIREKT im Reaktordynamischen Gesamtanlagenmodell
KFA-Jülich, ISR, Aktennotiz, 1993
- /6.2/ E. Teuchert, U. Hansen, K.A. Haas
V.S.O.P - Computer code system for reactor physics
and fuel cycle simulation
KFA-Jülich, Jül-1649, 1980
- /6.3/ K. Petersen
Zur Sicherheitskonzeption des Hochtemperaturreaktors mit natürlicher
Wärmeableitung aus dem Kern im Störfall
KFA-Jülich, Jül-1872, 1983
- /6.4/ J. Banaschek
Berechnungsmethoden und Analysen zum dynamischen Verhalten von
Kraftwerksanlagen mit Hochtemperaturreaktor
KFA-Jülich, Jül-1841, 1983

- /6.5/ S. Struth
Untersuchung zur Thermohydraulik des Druckentlastungsvorgangs bei
Hochtemperaturreaktoren
Diplomarbeit, RWTH Aachen, 1988
- /6.6/ S. Struth
Formulierung der instationären Lösungsgleichung der Druckfeldberechnung
KFA-Jülich, ISR, Aktennotiz, 1992
- /6.7/ KTA-Regel 3102
Auslegung der Reaktorkerne von gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren
KTA, Köln, 1978-1984
- /6.8/ VDI - Wärmeatlas
Wärmeübertragung Partikel-Fluid in durchströmten Haufwerken
VDI - Verlag, Düsseldorf, 6. Auflage 1991, Ghl
- /6.9/ H. Gerwin
Das zweidimensionale Reaktordynamikprogramm TINTE,
Teil 1: Grundlagen und Lösungsverfahren
KFA-Jülich, Jül-2167, November 1987
- /6.10/ Y. Sun, H. Gerwin, W. Scherer, M. Lange, H.F. Nießen
Pre-calculations of the SANA I experiment with the TINTE programm
KFA-Jülich, ISR, Interner Bericht, März 1992
- /6.11/ Y. Sun, H. Gerwin, W. Scherer, M. Lange
Nachrechnung zum Experiment SANA I mit einem zentralen Heizelement
KFA-Jülich, ISR, Interner Bericht, November 1992
- /7.1/ J. Muijtens
Konstruktive Gestaltung und Auslegungsrechnungen für ein Experiment zur
Demonstration der selbsttätigen Nachwärmeabfuhr beim HTR-Modul
RWTH Aachen, Diplomarbeit, Februar 1992
- /C.1/ W. Rehm, W. Jahn, R. Finken
Thermodynamische Korrelationen für Störfalluntersuchungen
von Hochtemperaturreaktoren
KFA-Jülich, Jül-1362, Dezember 1976

Anhang

Anhang A. Abkürzungen

AVR	Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor Jülich
DIN	Deutsches Institut für Normung
HTR	Hochtemperaturreaktor
HTGR	High Temperatur Gas-Cooled Reactor
KTa	Kerntechnischer Ausschuß
LOCA	Loss of Coolant Accident
LWR	Leichtwasserreaktor
NWA	Nachwärmeabfuhr
SANA	Selbsttätige Abfuhr der Nachwärme
THTR-300	Thorium-Hochtemperatur-Reaktor, 300 MW _{el}
VDE	Verband Deutscher Elektrotechniker
VDI	Verein Deutscher Ingenieure

Anhang B. Formelzeichen

a	1/m	Extinktionskoeffizient
b	1/m	Absorptionskoeffizient
B	-	Verformungsparameter (Zehner/Bauer/Schlünder)
B	-	Durchlaßzahl (Vortmeyer)
C _f	-	Formfaktor
c _p	J/kgK	Wärmekapazität
c _{wu}	W/m ² K ⁴	Strahlungsaustauschzahl
d	m	Partikeldurchmesser
d _K	m	Kontaktflächendurchmesser
d [°]	m	Modellplattenabstand
d _R [°]	m	Modellplattenabstand in der Randzone
d _s [°]	m	Partikelbreite
d _{fl} [°]	m	Fluidspaltbreite
Da	-	Darcy-Zahl
E	W/m ²	emittierter Strahlungswärmestrom
g	1/m	Streukoeffizient
g	m/s ²	Erdbeschleunigung

Gr	-	Grashof-Zahl
I	A	Strom
I_N	A	Nennstrom
I, K	W/m ²	Strahlungswärmeströme
k_C	-	bezogene Wärmeleitfähigkeit im Kern der Einheitszelle
k_{eff}	-	bezogene effektive Wärmeleitfähigkeit
k_G	-	bezogene Wärmeleitfähigkeit im Knudsen-Bereich
k_p	-	bezogene Partikelleitfähigkeit
k_{rad}	-	bezogene Strahlungsleitfähigkeit
L	m	Länge
N	-	Hilfsgröße
Nu	-	Nußelt-Zahl
p	bar	Gasdruck
Pr	-	Prandtl-Zahl
Pr_m	-	modifizierte Prandtl-Zahl
P_0	W	Leerlaufverlustleistung
P_{anschl}	W	Anschlußleistung
P_{el}	W	elektrische Verlustleistung
P_K	W	Kurzschlußverlustleistung
P_{ofen}	W	innerhalb des Ofens freigesetzte Leistung
P_V	W	Verlustleistung
P_W	W	Wicklungsverluste
\dot{q}''	W/m ²	Wärmestromdichte
\dot{q}_{ges}	W/m	Wärmestromdichte gesamt
\dot{q}_r	W/m ²	Nettostrahlungsstromdichte
\dot{q}_{stag}	W/m	Wärmestromdichte bei stagnierendem Fluid
\dot{Q}_{boden}	W	Wärmestrom durch den Boden
\dot{Q}_{deckel}	W	Wärmestrom durch den Deckel
$\dot{Q}_{kühl}$	W	Wärmestrom, an Kühlwasser übertragen
$\dot{Q}_{kühl ob}$	W	Wärmestrom, an Kühlwasser übertragen oben
$\dot{Q}_{kühl un}$	W	Wärmestrom, an Kühlwasser übertragen unten
\dot{Q}_{ofen}	W	Wärmestrom, im Ofen freigesetzt
\dot{Q}_{radial}	W	Wärmestrom, radial über den Mantel abgegeben
$\dot{Q}_{schütt}$	W	Wärmestrom, in die Schüttung eintretend
R	-	Reflexionszahl
R	Ω	Widerstand

r	m	Radius
r	m ²	relative Kontaktfläche (Robold)
s	-	Kontaktflächenanteil
T	°C	Temperatur
T_{aus}	°C	Austrittstemperatur
T_{cin}	°C	Eintrittstemperatur
T_{umg}	°C	Umgebungstemperatur
T_{wand}	°C	Wandtemperatur
T_{w}	°C	Wicklungstemperatur
U	V	Spannung
\dot{v}	m/s	Geschwindigkeit
x_{D}	m	effektiver Gasweg
x_{R}	m	effektiver Strahlungsweg
z	m	Höhe
α	W/m ² K	Wärmeübergangskoeffizient
β	1/K	volumetrischer Ausdehnungskoeffizient
ΔT	K	Temperaturgradient
Δs	m	Wegdifferenz
γ	-	Akkommodationskoeffizient
ϵ	-	Emissionskoeffizient
ϵ_{R}	-	Emissionskoeffizient der Wand
η	Ns/m ²	dynamische Zähigkeit
Λ	mm	mittlere freie Weglänge
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
λ_{C}	W/mK	Wärmeleitfähigkeit im Kern der Einheitszelle
λ_{eff}	W/mK	effektive Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{\text{eff,k}}$	W/mK	effektive Wärmeleitfähigkeit mit Kontaktleitung
$\lambda_{\text{eff,R}}$	W/mK	effektive Wärmeleitfähigkeit in der Randzone
λ_{f}	W/mK	Wärmeleitfähigkeit des Fluids
λ_{G}	W/mK	Wärmeleitfähigkeit im Knudsen-Bereich
λ_{H}	W/mK	Wärmeleitfähigkeit in der Hülle der Einheitszelle
λ_{p}	W/mK	Wärmeleitfähigkeit der Partikel
$\lambda_{\text{rad}}, \lambda_{\text{r}}$	W/mK	Strahlungsleitfähigkeit
ρ	kg/m ³	Dichte
ρ_{K}^2	-	projizierte Partikelfläche
σ	W/m ² K ⁴	Boltzmann Konstante
φ	-	Porosität der Schüttung
φ_{R}	-	Porosität in der Randzone der Schüttung
ψ	-	Strahlungsaustauschzahl
ψ_0	-	lokaler Strahlungsaustauschfaktor
ψ_{OR}	-	Strahlungsaustauschfaktor an der Wand

Anhang C. Stoffwerte

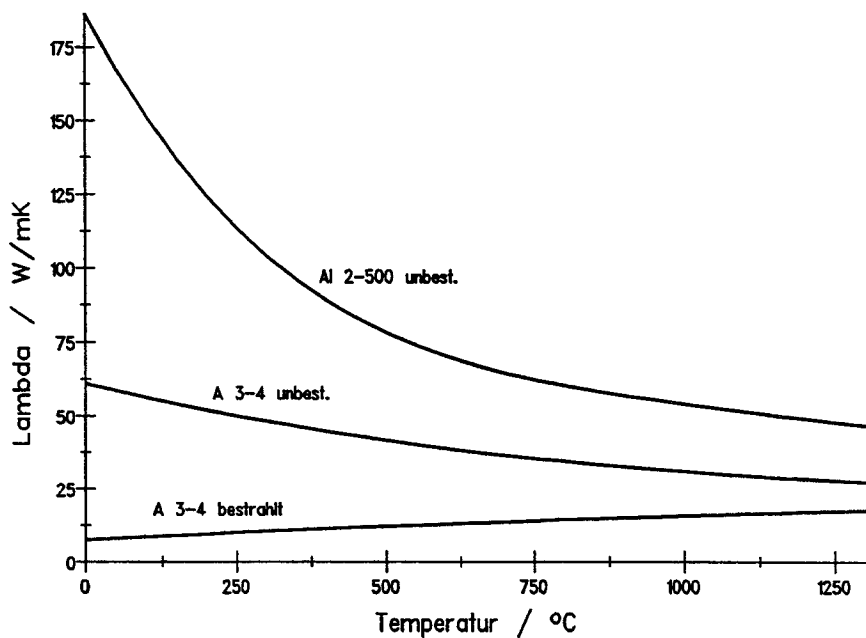


Abb. C.1 Wärmeleitfähigkeit von Elektrographit Al 2-500 unbestrahlt sowie Matrixgraphit A 3-4 bestrahlt und unbestrahlt /3.22, 3.24/

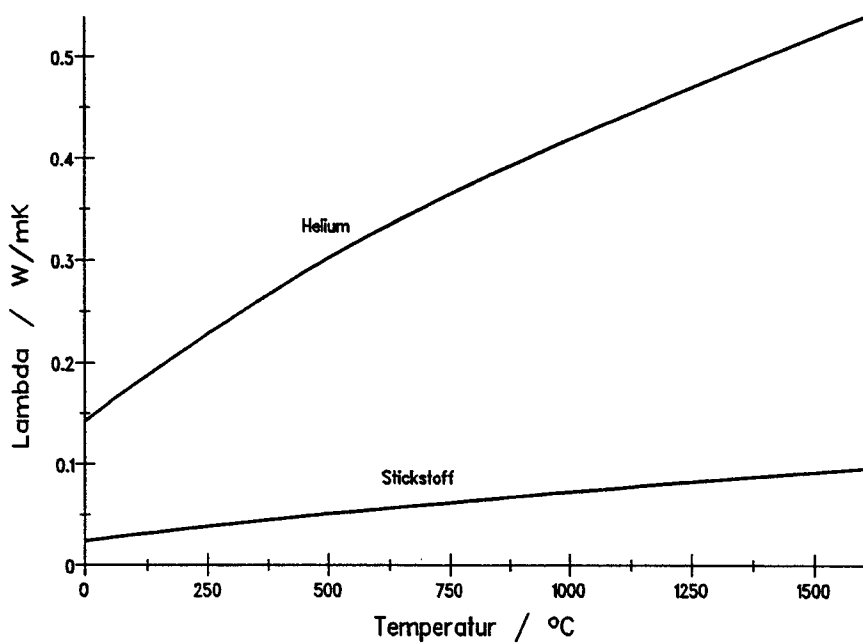


Abb. C.2 Wärmeleitfähigkeit von Helium /6.7/ und Stickstoff /C.1/

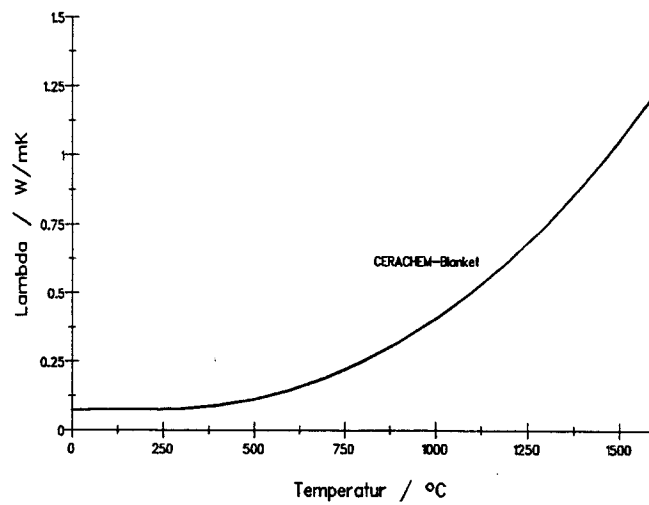


Abb. C.3 Wärmeleitfähigkeit von CERACHEM-Blanket /4.2/

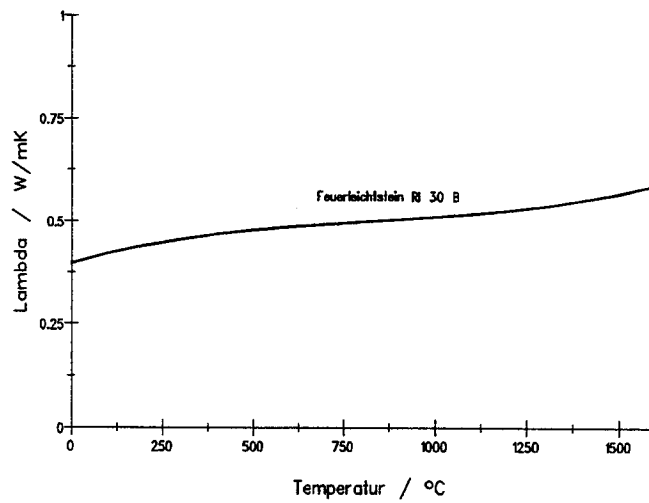


Abb. C.4 Wärmeleitfähigkeit von Feuerleichtstein RI 30 B /4.3/

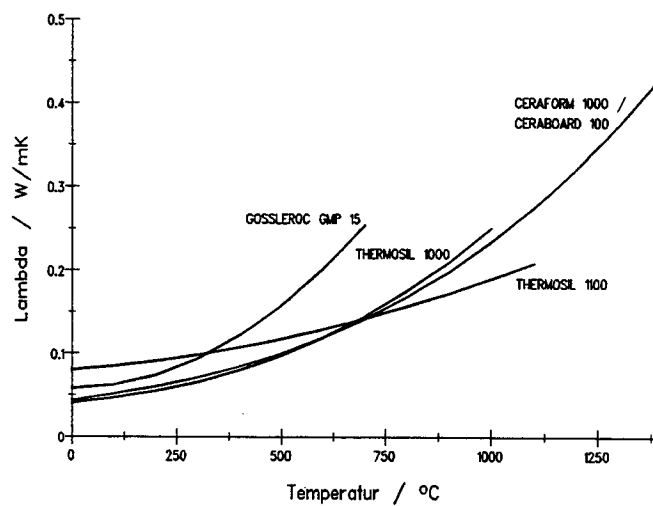


Abb. C.5 Wärmeleitfähigkeit verschiedener Faserplatten /4.2/

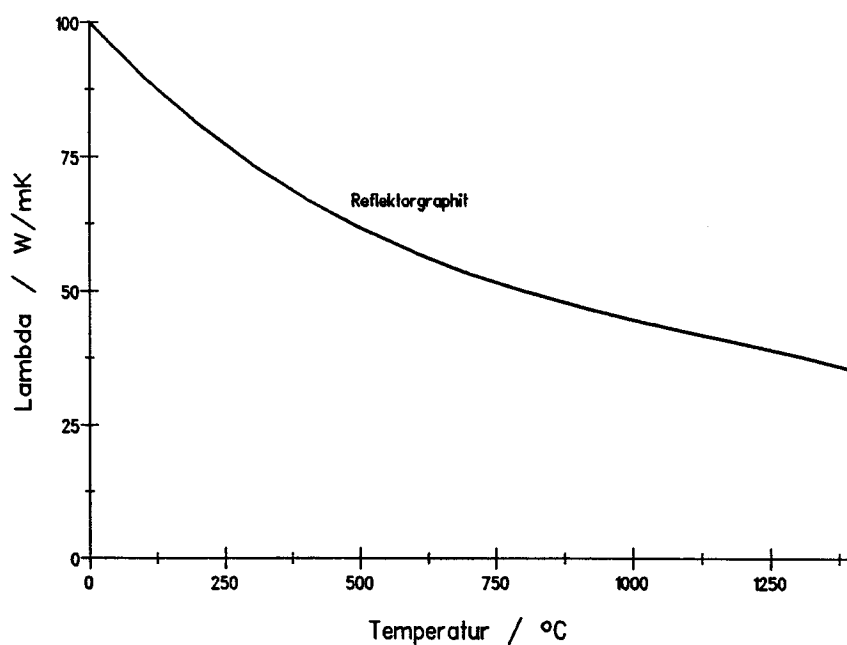


Abb. C.6 Wärmeleitfähigkeit von Reflektorgraphit (nach HRB)

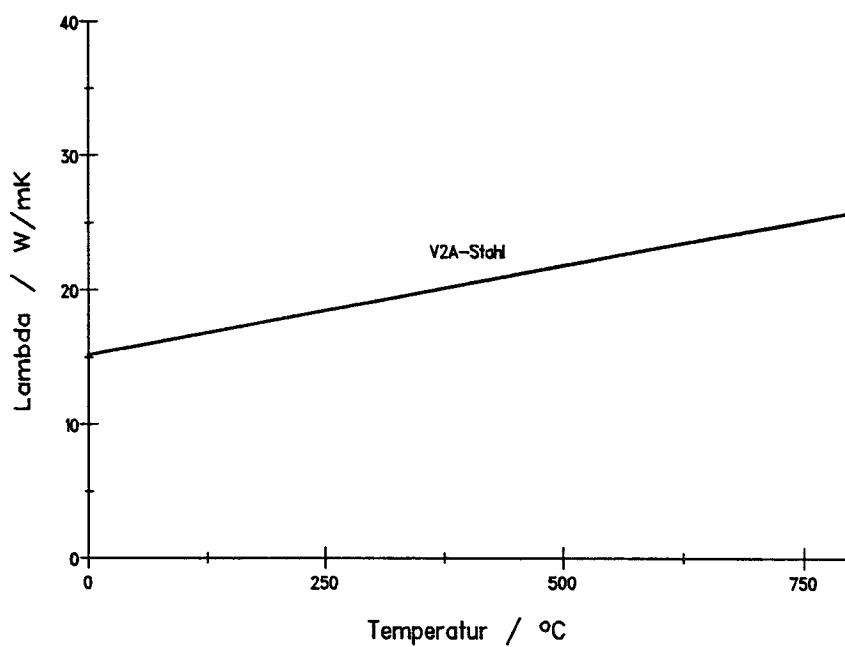


Abb. C.7 Wärmeleitfähigkeit von V2A-Stahl (nach THYSSEN)

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Hilfskraft am Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik des Forschungszentrums Jülich.

Herrn Prof. Dr.-Ing. K. Kugeler danke ich für die Themenstellung, für die fachliche Betreuung der Arbeit sowie für die Übernahme des Referates.

Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Zeller gilt mein Dank für die kritische Durchsicht der Arbeit sowie für die Übernahme des Korreferates.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Barnert bedanke ich mich für die fachliche Unterstützung sowie für die Übernahme des Korreferates.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. H.-F. Nießen, der die Versuchsvorhaben von Beginn an mit fachlicher Kompetenz und tatkräftiger Unterstützung begleitet hat.

Weiterhin danke ich den Studenten, die im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten an den Experimenten mitgearbeitet haben und durch deren Einsatz die Realisierung der Versuche erst möglich wurde.

Bedanken möchte ich mich auch bei den Kollegen und Mitarbeitern des Instituts für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik, für die fachliche und organisatorische Hilfestellung.

Jül-3012
Januar 1995
ISSN 0944-2952